

ゲッターを含むグラスファイバーを芯材とした真空断熱材
の建築環境下における長期性能予測に関する研究

令和四年

山本 秀哉

目次

第1章 序論	1
1.1. 研究背景	1
1.2. 芯材	4
1.3. ラミネートフィルム	6
1.4. 吸着剤	9
1.4.1. 水分吸着材（デシカント）	9
1.4.2. ガス吸着材（ゲッター）	9
1.5. 建築環境下でのVIPの利用と長期性能予測	11
1.6. ゲッター材を含むグラスファイバーを芯材とした真空断熱材の長期性能予測開発	12
1.7. 第1章のまとめ	13
第2章 ゲッター材の吸着温度依存性を考慮した一定環境下におけるグラスファイバーを芯材とした真空断熱材の乾燥空気透過による熱伝導率変化の予測	17
2.1. 導入	17
2.1.1. 研究内容	17
2.1.2. 研究プロセス	18
2.2. 基礎理論	19
2.2.1. 真空断熱材の熱伝導率	19
2.2.2. ゲッター材を含まないVIPの乾燥空気透過	20
2.2.3. ゲッター材を含むVIPの乾燥空気透過	20
2.2.4. ガス透過の温度依存性	21
2.3. 試験体構成と実験手法	22
2.3.1. 材料構成	22
2.3.2. 芯材パラメーターの同定	23
2.3.3. ゲッター材の吸着等温線の測定	23
2.3.4. 一定環境下におけるVIPエージング試験とガス透過の温度依存性の確認	25
2.3.5. VIP内部ガス分析	25
2.4. 実験結果	26
2.4.1. VIPの中央部の熱伝導率と内部圧力の依存性	26
2.4.1. ガス透過率の温度依存性	27
2.4.2. 内部ガス分析	29
2.4.3. ゲッターの吸着等温線	32
2.5. 非吸着ガスを考慮した長期性能予測	35

2.5.1. 非吸着ガスを考慮した長期性能予測モデルの考え方.....	35
2.5.2. ゲッター入り VIP の非吸着ガスを考慮した熱伝導率変化の予測	36
2.6. VIP の 25 年後の長期性能予測.....	38
2.7. 長期性能予測法開発フローチャート	40
2.8. 第 2 章のまとめ.....	41

第 3 章 一定環境下におけるグラスファイバーコア VIP の水蒸気透過の温湿度依存性とデシカント飽和予測.....	46
3.1. 導入.....	46
3.1.1. 研究内容.....	46
3.1.2. 研究プロセス	47
3.2. 基礎理論.....	48
3.2.1. 乾燥空気と水蒸気による混合気体の熱伝導率変化.....	48
3.2.2. 水蒸気透過率.....	49
3.2.4. 蒸気吸着等温線	51
3.3. 実験手法.....	52
3.3.1. 蒸気吸着等温線	52
3.3.2. 水蒸気透過率の測定	52
3.3.3. VIP 内部の温湿度センサーを用いた異なる温湿度環境下での VIP 内部相対湿度変化測定.....	57
3.4. 実験結果.....	58
3.4.1. 等圧法による水蒸気透過率の測定結果	58
3.4.2. 蒸気吸着等温線の測定結果と理論モデルとの比較.....	58
3.4.3. 水蒸気透過率の水蒸気圧依存性の確認	63
3.4.4. 差圧法による温湿度センサーを用いた水蒸気透過率の測定方法の妥当性.....	64
3.4.5. ラミネートフィルムの水蒸気透過による VIP 内部の小型温湿度センサーを用いた VIP 内部相対湿度の測定結果.....	66
3.5. 水蒸気透過率の内外圧力差の影響と温湿度依存性の検討.....	67
3.5.1. 等圧法と差圧法による VIP を用いて測定された水蒸気透過率の比較	67
3.5.2. 重量変化及び相対湿度変化より求めた水蒸気透過率と温湿度依存性.....	68
3.6. デシカント飽和後の内部水蒸気圧増加の予測.....	69
3.7. 水蒸気圧増加による熱伝導率変化の推定	70
3.8. デシカント飽和予測	72
3.9. 第 3 章のまとめ.....	73

第4章 建築環境下におけるゲッターを含むグラスファイバーコア VIP の現場での内部圧力変化の測定と長期性能予測モデルの妥当性確認	77
4.1. 導入	77
4.1.1. 研究内容	77
4.1.2. 研究プロセス	77
4.2. 材料の物性測定	79
4.2.1. ゲッターの吸着温度依存性	79
4.2.2. Getter1 又は Getter2 を含む VIP における一定環境下における熱伝導率変化の予測	81
4.3. 現場での長期性能変化測定手法の開発と妥当性の確認	83
4.3.1. 小型圧力センサー	83
4.3.2. VIP 内部に設置された小型圧力センサーの出力値と VIP の熱伝導率の測定値の関係	84
4.4. 建築環境下における VIP の長期性能測定	86
4.4.1. VIP が施工された建物と断熱構造	86
4.4.2. 工場南面に施工された小型圧力センサー入り VIP と VIP 表裏の環境測定方法	87
4.4.3. 工場 2 南面に施工された小型圧力センサー入り VIP 周囲の温湿度の測定結果	90
4.4.4. 現場における VIP 試験体の内部圧力の測定結果	95
4.4.5. 取り外し可能な VIP 試験体 C の熱伝導率変化の測定結果	95
4.5. VIP の熱伝導率変化の予測の妥当性確認	97
4.5.1. 建築環境下における VIP の熱伝導率変化の予測方法	97
4.6. 建築環境下における 25 年後の長期性能予測	100
4.6.1. 標準条件下における長期性能の計算方法	100
4.6.2. 25 年後の長期性能の計算結果	100
4.6.3. 標高の違いを考慮した長期性能予測	103
4.7. 第4章のまとめ	104
第5章 住宅の外壁内部に VIP を施工する場合の長期性能の検討	108
5.1. 導入	108
5.1.1. 研究内容	108
5.1.2. 研究プロセス	108
5.2. 計算に用いる物性値、VIP 施工想定構造、境界条件について	109
5.2.1. 計算に用いた VIP のフィルムの気体透過率と水蒸気透過率、及びゲッターの吸着等温線	109
5.2.2. 壁体構成	111
5.2.3. 相当外気温度	111
5.2.4. 地面での直達日射量	112
5.2.5. 水平面・円直面への直達日射量、南鉛直面の日射量の計算	112

5.2.6. 天空放射	114
5.3 計算対象と施工対象地域	115
5.3.1. 外壁側表面の日射吸収率	115
5.3.2. 検討対象地域の外気温湿度と相当外気温	115
5.3.3. 室内側温度について	123
5.4. 札幌・大阪の2地域を対象とした長期性能予測と計算条件	124
5.4.1. 施工の方位・向きとゲッター搭載量と長期性能の違いについて	124
5.4.2. 日射吸収率の違いによる長期性能の計算結果の比較	128
5.4.3. 厚みの違いにおける長期性能予測の比較	129
5.4.4. 相当外気温と相当外気温の1年間の平均温度を用いた場合の長期性能予測の比較	131
5.4.5. デシカントによる水蒸気吸着量の飽和期間の計算	132
5.5. 第5章のまとめ	139
5.6 研究の課題と今後の予定	141
第6章	144
6.1. 本論文のまとめ	144
6.2. 今後の課題と展望	145
本研究に関する発表論文	147
A. 学術論文	147
B. 国際会議	147

第 1 章 序論

1.1. 研究背景

IPCC (Intergovernmental Panel on Climate Change) による気候変動に対する評価報告では、1990 年の第一報 [1] 時点で、人為起源の温室効果ガスは気候変動の生じさせる恐れがあるという指摘のみであった。しかし 2014 年の第五次報告書においては温暖化要因が人間活動によるもので、その割合が 95%以上である事が示された [2]。また、第一回 脱酸素社会に向けた住宅・建築物の省エネ対策等のあり方検討会 (環境省) においてライフスタイルに起因する二酸化炭素 (以下 CO₂) 排出量のうち、衣食住を中心とする個人のライフスタイルに起因する要因が 6 割を占めており、そのうち住宅は 17%も占めている事が明らかとなった [3]。日本では空間の暖房及び冷房によるエネルギー消費量が全体の 25%程度と比較的少ないのに対し、世界では 30~70%と大きく開きがあり、生活様式の違いや気候条件の違いが影響しているものと考えられる [4]。快適な住環境を提供する上で空間の冷暖房は必要不可欠であり、これらのエネルギー消費量の削減には躯体の断熱強化や設備のエネルギー消費量の削減等が求められる。持続可能な社会 (Sustainable Development Goals) [5] を実現する為には継続的なエネルギー削減方法が求められており、高断熱化によって持続的にエネルギー消費量を削減できるメリットは大きい。住宅に用いられる断熱材は繊維系断熱材に分類されるグラスウール、ロックウール、発泡系断熱材に分類されるポリスチレンフォーム、フェノールフォーム、ポリウレタンフォーム等が挙げられる。平成 28 年省エネルギー基準における、グラスウール系断熱材を用いた軸組工法での住宅において 1, 2 地域では天井に吹き込み断熱材 300mm、外気に面する床には 200mm の断熱材が推奨されている [6]。5~7 地域においても天井や屋根断熱に必要な断熱厚みは 100mm~200mm と省エネ基準改定に伴う必要な断熱厚みの増加が顕著であり、今後更なる省エネルギー性を求めていく中で断熱厚みが更に増す事は容易に想像できる。しかしながら、上記のような大気圧下における断熱材の断熱性能は気体の熱伝導率の影響を強く受ける事から断熱性能に限界がある [6,7]。気体の熱伝導率の影響を限りなく 0 に近づけるには断熱材を真空状態に維持する必要があり、それを可能としたのが真空断熱材 (Vacuum Insulation Panel, 以下 VIP と称する) である [7]。図.1-1 に示す通り、VIP は芯材となるグラスウールやヒュームドシリカといった多孔質断熱材を気体の透過を抑える効果 (以下バリア性) の高いラミネートフィルムを用いて内部を減圧密封する事で造られる高性能断熱材であり、日本では特に 2000 年以降冷蔵庫や自動販売機の省エネルギー化・断熱材薄肉化に伴う内容積率向上に寄与してきた [8,9]。

VIP は建築用途において、欧州ではレンガや石から成る既存の伝統住宅様式を残しながら高断熱化する手法として薄くても高い断熱性能を示す VIP を住宅用途として適応する検討が近年行われてきた [10-20]。VIP の建築用断熱材としての施工法は、従来の断熱材と同様に床・壁・屋根の外壁面内側に施工され、日射が直接当たる環境を想定していない。つまり、既存の住宅やビルの断熱材が施工される部位に代わりに施工される場合や、既存の断熱材に付加する形で施工され、高い断熱性を発揮する運用法が検討されている (図 1.2, 1.3)。

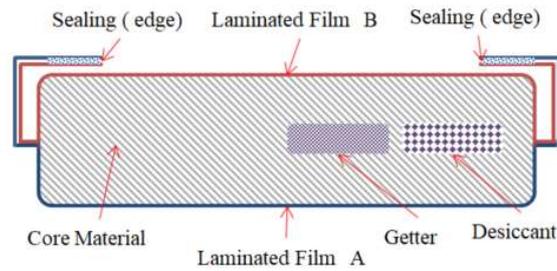


図 1.1. 真空断熱材(VIP)の断面構造

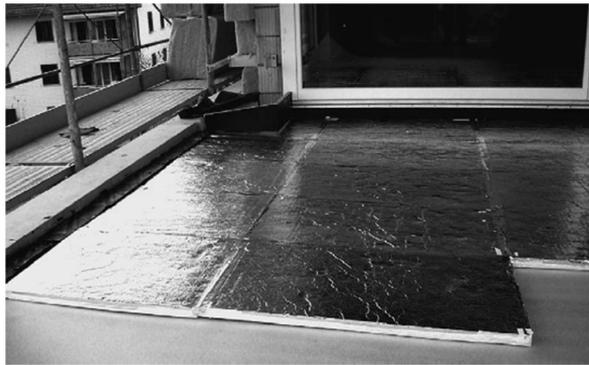


図 1.2. 床に敷き詰められた真空断熱材の様子
(フロアパネル設置前)[既往研究 10 より抜粋]



図 1.3. 外壁断熱材の内側に施工された
真空断熱材の様子(内装パネル設置前)
[既往研究 12 より抜粋]

このように、実際の住宅に用いられて高い断熱効果が建築環境下で確認[10-20]されている一方で、長期的な乾燥空気及び水蒸気透過による VIP 内部の内圧変化に伴う熱伝導率の変化（以下長期性能と称する）については課題があり、実験室における評価を中心として VIP の長期性能予測法が開発されてきた[10,21-25]。長期性能予測法は主にヒュームドシリカを芯材とした VIP（以下シリカコア VIP と称する）を対象としており、グラスファイバーを芯材とした VIP（以下グラスファイバーコア VIP と称する）の特性である乾燥空気成分を吸着するガス吸着材（Getter, 以下ゲッターと称する, 図 1.4）や水蒸気を吸着する水分吸着剤（desiccant, 以下デシカントと称する, 図 1.5）、及び気体成分の中でも特に乾燥空気成分を透過しにくい性能（以下ガスバリア性と称する）が高いエチレンビニルアルコール共重合体樹脂（ethylene vinylalcohol copolymer, 以下 EVOH）を蒸着基材に用いた蒸着 EVOH を積層したフィルム（以下蒸着 EVOH フィルムと称する）の材料特性は考慮されていない。蒸着 EVOH フィルムはガスバリア性が高く、ガラス繊維間から形成される空隙径の大きなグラスファイバーコア VIP に主に使用される蒸着フィルムである。



図 1.4. ゲッター(粒状ゼオライト)外観



図 1.5. デシカント(酸化カルシウム)外観

一般的にシリカ芯材に比べて安価なグラスファイバー芯材は繊維間から形成される空隙径が大きく、ガス流入時の熱伝導率の上昇が非常に大きいというデメリットを持つ(図 1.6)。従って、これまでは短期間の使用においてグラスファイバーコア VIP が用いられ、日本を含むアジア地域では冷蔵庫や自動販売機、クーラーボックスといった産業用断熱材として普及し、その使用寿命は5~10年程度と使用期間が短い特徴がある。このデメリットを解消する為にゲッターや、デシカント、ガスバリア性の高い蒸着 EVOH が用いられ、長期間内部を真空に維持する事を目指している。しかし、これらの性能を考慮したグラスファイバーコア VIP の内部圧力変化から熱伝導率を予測する数値計算モデル(以下長期性能予測モデルと称する)は確立されておらず、建築環境での性能変化を測定された事例はない。従って、グラスファイバーコア VIP を建築用断熱材として実用化する為には、シリカコア VIP と同様に建築現場での施工事例や長期性能の実測のみならず、開発した長期性能予測モデルと比較しその妥当性を確認する必要がある。その結果、実際に施工される環境(外断熱としての利用は考えず、従来の断熱材として利用される外壁内側への施工)での長期間の熱伝導率変化を予測できるようになり、どのような材料構成で耐久性が担保できるかを示す事が必要となる。次節からは各材料や建築環境下での研究背景と課題について詳細に説明する。

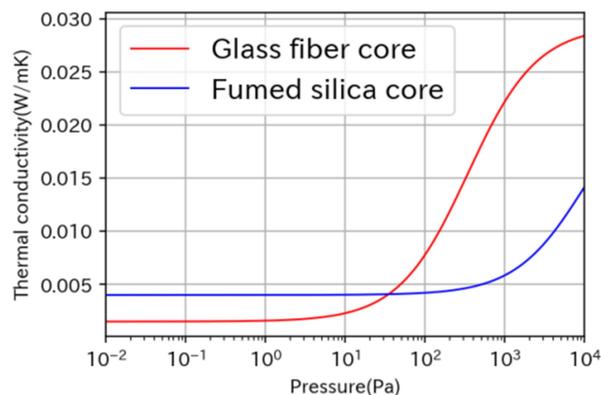


図 1.6. グラスファイバーコアとヒュームドシリカコアにおける周囲ガスの圧力と熱伝導率の関係

1.2. 芯材

真空断熱材の芯材（core material）は減圧密封後にパネルの構造を維持すると共に、断熱性能に大きく影響を与える材料である。一般的にグラスファイバー（図 1.7）とヒュームドシリカ（図 1.8） [10] が用いられるが、発泡断熱材やエアロゲルを用いた VIP も開発されている[26]。これらの材料は全て材料間に微細な空隙を有する多孔質断熱材であり、減圧下における多孔質断熱材の周囲圧力変化に伴う熱伝導率変化は実験的に明らかとなっている（図 1.9） [7]。



図 1.7. グラスファイバーコア VIP 断面図

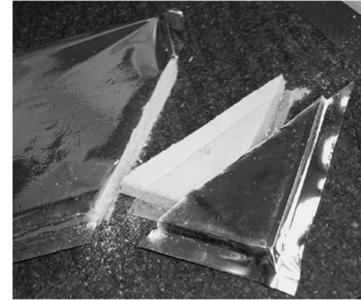


図 1.8. シリカコア VIP の内部の様子 [既往研究 10 より抜粋]

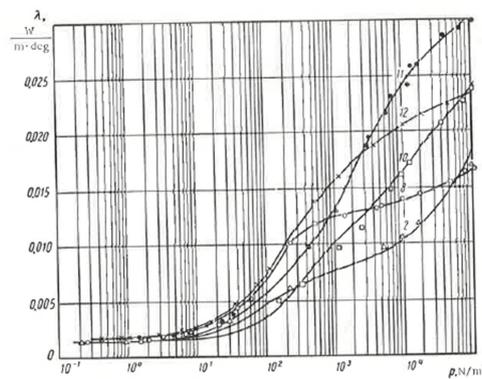


FIGURE 32. Variation of the thermal conductivity with the air pressure in finely dispersed silica samples (boundary temperatures, 293 and 90°K; the numbers on the curves correspond to those in Figure 30).

図 1.9. 真空中の多孔質材料の圧力と熱伝導率の関係 [既往研究 7 より抜粋]

真空下における多孔質材料の熱伝導特性は固体熱伝導率・ガス熱伝導率・輻射・固気の相互作用による熱伝導率によって決定されるが[27]、それらの特性は空隙径と雰囲気圧力と気体分子の平均自由行程によって以下の式(1-1)で表される[7]。

$$\lambda = \lambda_0 + \frac{\lambda_1}{2\beta L_1 Pd_1} + \frac{\lambda_2}{2\beta L_1 Pd_2} \quad (1-1)$$

ここで λ_0 は真空下での固体と輻射による熱伝導率を表し、 L_1 は周囲に拡散する気体の平均自由行程を表す。 P は周囲圧力を表し、 d_1 と d_2 はそれぞれ粒子から形成されるマイクロポアと粒子同士の間形成されるスペースの平均直径を表す。 λ_1 と λ_2 は大気圧下でのガスの熱伝導率を表す定値である。真空断熱材では空隙径と気体の平均自由行程から成る上記の一般式を元に、大気圧下におけるガスの熱伝導率 $\lambda_{ga,0}$ および、真空中と大気圧下の熱伝導率の半分になる際の圧力を表すフィッティングパラメーターである $P_{1/2,a}$ を用いて式(1-2)を用いて表す事が一般的である。またこの値は真空断熱材の熱橋を考慮して試験体中央部の熱伝導率として表される[28]。

$$\lambda_{cop} = \lambda_s + \lambda_r + \frac{\lambda_{ga,0}(T)}{1 + \frac{P_{1/2,a}}{P_a}} \quad (1-2)$$

1.1 節でも述べたがシリカコアにおいては水蒸気吸着による熱伝導率変化や[21, 29]、材料の劣化による空隙径変化等が示唆されており[30]、材料特性を考慮した長期性能予測予測法が開発されている。一方グラスファイバーコアに用いられるグラスウールは、大気圧下での長期性能について、高温環境で吸湿し、水蒸気によってバインダーの劣化とガラス強度の低下が示唆されているが、呼び厚さにおける熱伝導率は大きく変わらない事が示唆されている[31]。従って、内部を減圧密封され気体の影響を受けにくい VIP には、デシカントが飽和しない間において水蒸気吸着が無視できる為、長期的に芯材の断熱性能は変わらず・材料劣化が起こりにくいと考えられる。しかしながら、水蒸気吸着特性や圧力変化に伴う熱伝導率変化について、材料の物性値を考慮した詳細なモデルが開発されていない。従って、シリカコア芯材のように水蒸気吸着特性や、圧力と熱伝導率の関係について材料の特徴を良く把握する必要がある。上述より、グラスファイバーコア芯材における VIP の長期性能予測を行う上での課題は以下の通りである。

- ① 材料の物性を考慮した長期性能予測モデルが開発されていない。
- ② グラスファイバーコア VIP はデシカントを有するが、デシカント飽和後の内部水蒸気圧変動に伴う熱伝導率変化・芯材への水蒸気吸着特性が明らかになっていない。

1.3. ラミネートフィルム

ラミネートフィルムはVIPを真空に維持する為の部材であり、合計100 μm 程度の厚さの多層構造から形成される(図1.10)。外側より保護層、ガス及び水蒸気の透過を抑制するガスバリア層、ヒートシール層の順に積層され、それらのフィルムはポリウレタン樹脂等の接着層によってラミネートされている。

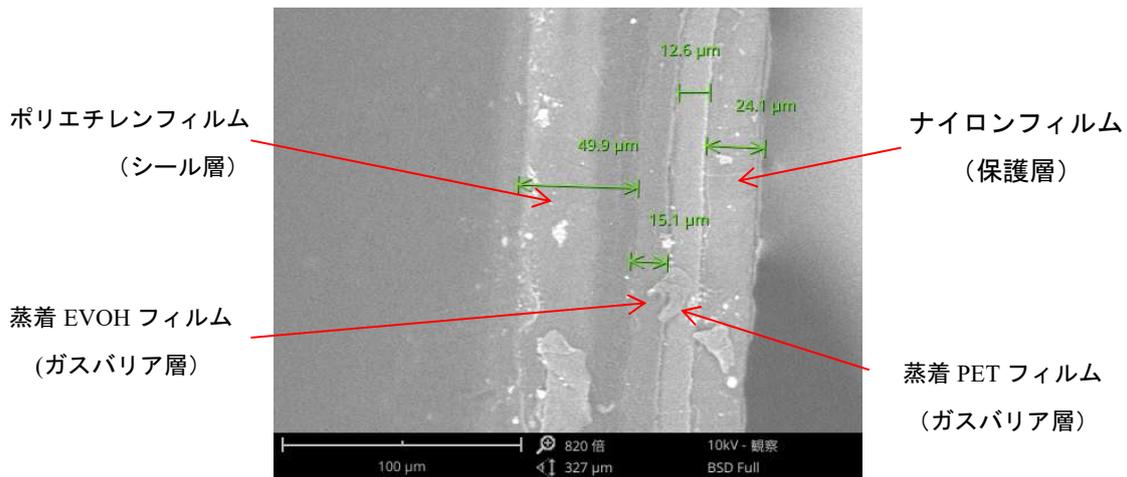


図 1.10. 蒸着フィルム (4 層) の断面 SEM 像

2枚のフィルムの張り合わせから成るラミネートフィルムは、フィルム端部を通常7~20mm幅程度のヒートシールによって周囲を加熱溶着する事で密封される。その為、フィルム内側の樹脂が最も耐熱温度の低い樹脂から構成されており、多くはポリエチレンから成る。

アルミ箔フィルムは金属のアルミニウム箔層をガス・水蒸気バリア層として有するフィルム(図1.11)であり、医療用包材等長期間バリア性能が必要な用途で用いられる。一般的にアルミ箔表面からはガス及び水蒸気が透過しない為、端部からのガス・水蒸気透過のみで長期性能を考慮する。アルミ箔フィルムの一般的な層構成はアルミニウム箔をバリア層とし、保護層にポリエステル(PET)又はポリアミド(ナイロン, ON)を保護層とし、ヒートシール部にポリエチレン(PE)を用いる(図1.12)。

一方、蒸着フィルム(図1.13)は樹脂フィルムの表面に数百Åからなる金属蒸着層(一般的にはアルミニウムが用いられるが、アルミナやシリカ蒸着が用いられる事もある)をバリア層として形成したフィルムを指す(図1.14)。蒸着フィルムはアルミ箔フィルムと比べて金属層の厚みが薄く、また層金属蒸着によって形成されている為ガス及び水蒸気がわずかに透過する。端部の熱橋が少ない為、パネル全体の熱性能がアルミ箔フィルムに比べて高い傾向がある[32, 33]。

欧州では特に水蒸気を透過しにくい性質を持つ(以下水蒸気バリア性と称する)ポリエステルを基材に用いた蒸着PETフィルム(以下蒸着PETフィルム)のみを用いたフィルムが主流である[34]。一方、日本ではガスバリア性の高い蒸着EVOHフィルムを用いるのが主流である。グラスファイバーコアVIPは圧力上昇に伴う熱伝導率低下が顕著な為、ガスバリア性に優れたフィ

フィルムを用いる傾向がある。一方、シリカコア VIP は圧力上昇に伴う熱伝導率の変化が小さい為、デシカントやゲッターを含まない事が多い。従って、透過した気体が芯材の空隙中に拡散又は吸着する。この事から、透過した水蒸気が芯材間に吸着する事でシリカコア VIP では熱伝導率の低下が示唆されている[35, 36]。一般的な蒸着 PET フィルムの構成は図 1.14 に示す通り、保護層を兼ねた蒸着 PET フィルムを積層し、ヒートシール部に PE を用いる。蒸着 EVOH は図 1.14 の通り、蒸着 PET フィルムと蒸着 EVOH フィルムを積層し、保護層としてナイロンを用いる事が多い。グラスファイバーコア VIP において蒸着 EVOH フィルムにおけるガス・水蒸気透過のメカニズム体系的に研究された事例は無く、長期性能予測にはその特性把握が必要となる。



図 1.11. アルミ箔フィルム外観

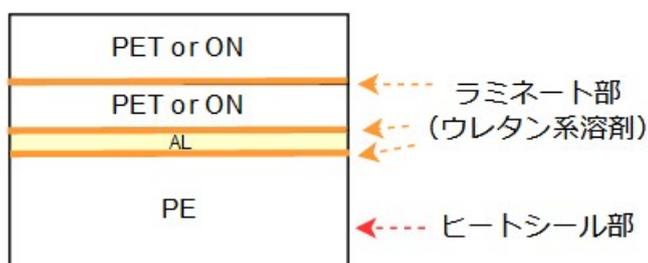


図 1.12. アルミ箔フィルムの一般的な層構成



図 1.13. 蒸着フィルム外観

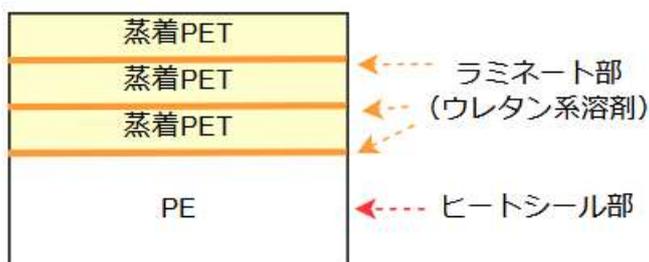
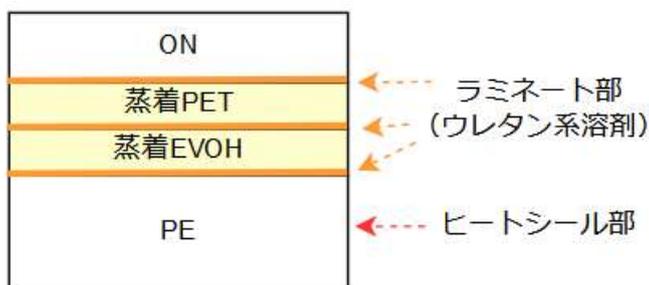


図 1.14. 蒸着 PET (上図), 蒸着 EVOH フィルム (下図) の一般的な層構成



フィルムの組み合わせでは1面にアルミ箔フィルム、もう1面に蒸着フィルムを使ったハイブリッド構成（以下ハイブリッドタイプと称する）はアルミ箔のみの構成に比べて熱橋が非常に小さく、かつ両面に蒸着フィルムを使った構成と比べて熱橋の影響が小さい為、1面からのガス透過を抑えながら熱橋を抑えられ、長期性能にもパネル全体の断熱性能としても優れた構成であり、建築用途に適した構成であると考えられる[37]。ハイブリッドタイプでは熱橋を抑える為に熱橋の大きいアルミ箔フィルム側に、熱橋の少ない蒸着フィルムを折り込む事でパネルを形成するのが一般的である。図 1.15 にハイブリッドタイプのフィルム端部をアルミ箔側に折った状態を示す。

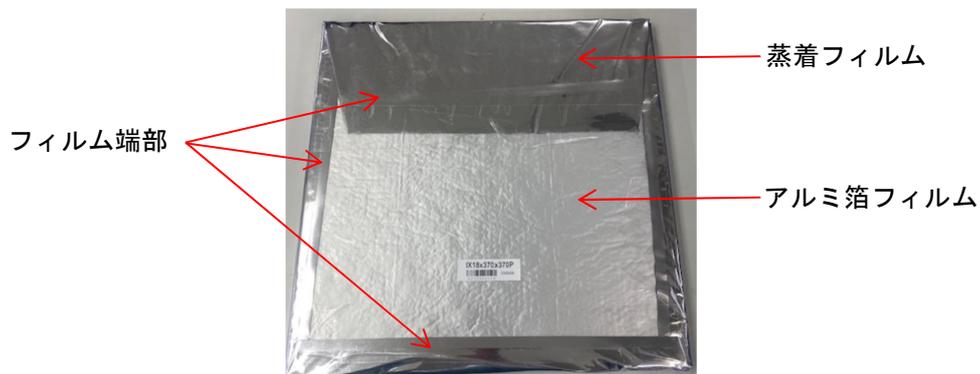


図 1.15. 1面にアルミ箔フィルム、1面に蒸着フィルムを有するハイブリッドタイプのフィルム

本研究では EVOH を蒸着層の基材に用いたフィルムを1面に用いたハイブリッドタイプのグラスファイバーコア VIP におけるガス・水蒸気透過特性を明らかにし、建築環境下での長期性能について考察する。上述より、グラスファイバーコア VIP に用いられるフィルムにおける長期性能予測を行う上での課題は以下の通りである。

- ① 蒸着 EVOH フィルムのガス透過特性が明らかになっていない。
- ② 蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過特性が明らかになっていない。
- ③ ハイブリッドタイプのフィルムを用いたグラスファイバーコア VIP を建築環境下に適応し、長期的な気体流入を評価した事例が無く、長期性能予測モデルとの対応が明らかになっていない。

VIP の試験体に用いるフィルムは両サイド2枚のフィルムを指定する必要がある。従って、両側のラミネートフィルムの構成をフィルム A 及び B と定義し、アルミ箔フィルム又は蒸着フィルムをそれぞれ構成に指定する事とする。

1.4. 吸着剤

1.4.1. 水分吸着材（デシカント）

デシカントは VIP に透過した水蒸気を吸着し、吸着容量まで内部の水蒸気圧を限りなく 0 に維持する役割を持つ。化学吸着型の水分吸着剤として酸化カルシウム (Calcium oxide, 以下 CaO) や酸化マグネシウム (Magnesium oxide, 以下 MgO) が用いられる[33]。これらの吸着メカニズムは、式 1-1 に示す通り搭載した材料に対して化学変化における物質質量比分の吸着が可能となり、この反応は 400°C を超える高温における熱処理における還元反応を除いて不可逆である。一方、物理吸着型の水分吸着材としてはアルミノケイ酸塩であるゼオライトや有機多孔質材料である活性炭を中心とした多孔質材料が用いられるが、その吸着特性は材料の親水性に大きく影響する。



一般的に水分吸着剤は化学吸着量に達するまで水蒸気を吸着し、VIP 内部の水蒸気を蒸気吸着等温線に従って限りなく 0 に抑えようと考えられているが、他の材料へも水蒸気が吸着される可能性があり、ある平衡圧下における VIP 内部での吸着特性は明らかになっていない。

1.4.2. ガス吸着材（ゲッター）

ゲッターは VIP に透過したガスや内部で発生する水蒸気、シーラントフィルム又はバインダーからの分解物である CO₂ といったアウトガスを吸着する事で、内部のガスにおける圧力を低く保つ役割を持つ。ガス吸着材は化学吸着型として金属製ゲッターが古くから使われてきたが (図 1.16)[38]、近年ゼオライトや活性炭で大気組成に対する高い吸着能力を持つゲッターが開発され、金属ゲッターから置き変わる事例が増加している (図 1.17) [39, 40]。

金属製ゲッターは窒素と反応性の高いバリウムリチウム合金や、合金から発生する水素を吸着する酸化コバルトを有しており、密閉空間における水素発生と発火のリスクを抱えている。また、合金故にリサイクルが難しいという点や、環境規制から工場内での使用が難しくなっている[42]。

一方、ゼオライトや活性炭は基本的には物理吸着型で高い反応性を有さない無機鉱物であり、VIP における廃棄の問題や安全面で優位性があると考えられている。とりわけゼオライトは結晶鉱物であり基本骨格が連続して規則的な環管状細孔とキャビティ (空洞) を有する為[41]、細孔径が均一である事から吸着剤として所定の量の吸着能力が安定であり、かつ温度によって吸着活性が変わる事が知られている[43, 44]。このような特性から特定のガスの吸着[43]や、NO_x や SO_x といった排ガスの分解触媒として用いられる事がある[45]。しかしながら、これらの材料の VIP 中での吸脱着特性や、吸着温度の影響等は検討されておらず、長期性能予測におけるゲッターやデシカントの対応関係は明らかになっていない。また、ゲッターは複数の気体成分を吸着する事ができるが、吸着量評価は単一ガスで行われる。VIP 中は複数の気体成分が存在する事から、内圧の時間変化とゲッターの吸着量とガス種の対応関係を明らかにする必要がある。上述より、ゲ



図 1.16. 金属ゲッター (Saes getters, Italy)
[Saes getters 社 HP より引用,38]

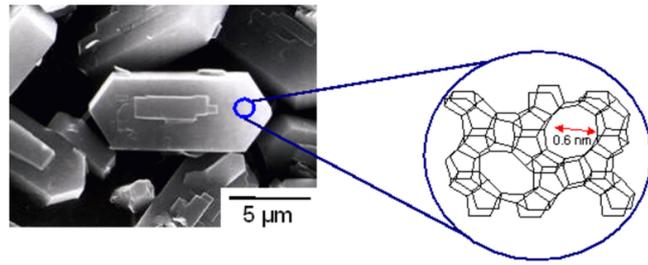


図 1.17. MFI 型ゼオライトの結晶構造と細孔構造
[ゼオライト学会 HP より引用,41]

ラスファイバーコア VIP に用いられるデシカントやゲッターにおける長期性能予測を行う上での課題は以下の通りである。

- ① VIP の性能が維持される高真空領域でデシカント及びゲッターのガス及び水蒸気吸着特性が明らかになっていない。
- ② VIP 中でどのようにガス及び水蒸気が吸脱着しているのかが明らかになっていない。
- ③ 建築環境下に施工された VIP 中でゲッターがどのようにガスを吸着しているかを評価した事例が無い。
- ④ ゲッター・デシカントの特性を考慮した長期性能予測モデルが開発されていない。

1.5. 建築環境下でのVIPの利用と長期性能予測

VIPの建築環境下での長期性能予測を行う為には、実際に建築環境下に施工されたVIPの性能変化の実測からモデルの妥当性の確認を行う必要がある。シリカコアVIPはこれまで様々な建築環境下で断熱材として利用の検討が行われてきた[10-20]。Samuelら(2005)は、建築環境下でシリカコアVIPの断熱性能や長期性能について着目し、ラミネートフィルムのガス・水蒸気透過特性と外気水蒸気圧を考慮した長期性能予測のモデル化を行い、現場施工されたシリカVIPの環境条件を用いて長期性能の予測を行った。Stefanoら(2019)はシリカコアVIPを取り外しできる環境に施工し、その断熱効果を測定するだけでなく、取り外して熱伝導率の実測を行い、現場でどのような長期性能変化を引き起こすかを検討した。このように実際にシリカコアVIPを現場に施工して長期性能の予測が行われているが、施工現場での性能変化を測定した事例は無く、表面の熱流計測や取り外したVIPの熱伝導率を実測するにとどまっており、予測モデルの現場での妥当性確認は行われていない。従って、グラスファイバーコアVIPの長期性能予測モデルを開発し、建築環境下に施工されたVIPの性能予測を行う為には、実際に現場で性能変化が測定できる手法を開発し、グラスファイバーコアVIPの施工現場での長期性能測定を行い、理論モデルと比較する事で妥当性を明らかにする必要がある。上述より、グラスファイバーコアVIPに建築環境下での使用及び長期性能予測を行う上での課題は以下の通りである。

- ① 建築環境下でのグラスファイバーコアVIPの性能変化が明らかになっていない。
- ② 建築現場で性能変化を測定する手法が開発されておらず、現場で性能変化を測定した事例が無い為、長期性能予測モデルの建築環境下での妥当性が明らかになっていない。

1.6. ゲッター材を含むグラスファイバーを芯材とした真空断熱材の長期性能予測開発

1.1~1.4節でも述べた通り、現在の長期性能予測法はシリカコアVIPを対象としており、ゲッターやデシカント等のVIP内部でガスを持続的に吸着する材料を考慮した長期性能予測モデルは確立されておらず、そのメカニズムも不明である。また、蒸着EVOHフィルムのガス・水蒸気透過特性は明らかになっていない。1.5節の通り建築環境下にグラスファイバーコアVIPが施工され、現場で長期性能が測定された事例は無く、グラスファイバーコアVIPが建築環境下でどのような性能変化を示すかが明らかになっていない。従って、グラスファイバーコアVIPにおけるこれらの物理化学的な特性を把握した上で建築環境下での実際のを測定し、開発した長期性能予測モデルの妥当性の確認を行う必要がある。以上の課題を踏まえて、本研究の目的は、ゲッターを含むグラスファイバーを芯材とした真空断熱材の建築環境下における長期性能予測モデルを研究することである。以下図1.18に沿って研究を行う。以下で本論文の各章について説明を行う。

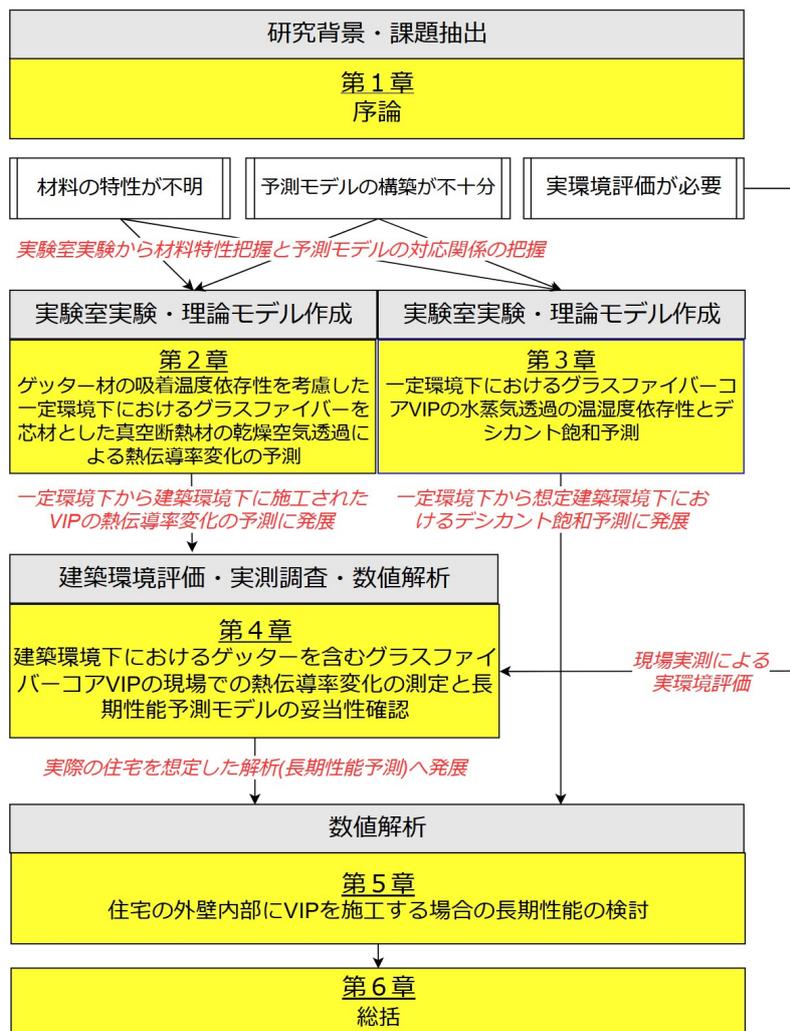


図 1.18. 本論文の研究構成

第2章では長期性能予測に重要なゲッターの特性や、VIP 内部での吸脱着メカニズムの解明と共に、ゲッターの性能を考慮した長期性能予測法の提案を行う。特に VIP 内部は混合ガス環境下の為、長期的な内圧変化を予測する為には混合ガスの吸脱着をどのように取り扱うかが重要となり、この問題について実験から長期性能予測法と混合ガス環境下におけるガスの吸脱着の対応関係を明らかにする。

第3章では水蒸気透過におけるグラスファイバーコア VIP の一定環境下における水蒸気透過特性とデシカント飽和の予測法の提案を行う。ここでは一般的な水蒸気透過率を測定する手法に加え、新たに短期間で水蒸気透過率を測定する手法の提案も行い、水蒸気透過率を短期間で測定する手法を提案する。また、これまで明らかになっていない蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過性について明らかにする。

第4章では現場で VIP の性能（内部圧力）の実測を行う手法の開発、及び実際の建築環境下に施工された VIP の建築環境下での性能測定から、開発した長期性能予測モデルの建築環境下での妥当性を確認する。

確認されたモデルを用いて第5章では省エネ区分2地域に相当する札幌市、6地域に相当する大阪市の住宅を対象とし、外壁内側に施工された VIP を想定した長期性能予測を行い、蒸着フィルムの施工向きやゲッター・デシカントの搭載量について議論する事で、実際の住宅環境に施工される VIP の長期性能について考察し、実環境で長期的に用いる為の真空断熱材の構成について提案する。

1.7. 第1章のまとめ

本章では真空断熱材の長期性能予測や建築環境下での評価課題について述べ、日本やアジアで主流である安価なグラスファイバーの芯材を用いた VIP の建築環境下における長期性能予測の課題について示した。グラスファイバーコア芯材は長期的に性能変化が乏しい材料である一方、真空断熱材としてデシカント飽和後の水蒸気吸着特性は明らかになっていない事を示した。ガスや水蒸気を吸着するゲッターやデシカントは、その吸着特性・吸着温度依存性・放出特性等が明らかになっておらず、建築環境下でどのような性能を発揮するのか研究された事例が無い事を示した。フィルムについては窒素や酸素といった気体成分のガスに対して高いバリア性を示す蒸着 EVOH フィルムの特性が明らかになっていない事を示した。また、建築環境下での VIP の高い断熱性を示す実験が既往研究にて行われてきている一方で、VIP の性能変化を建築環境下で直接測定された事例が無く、長期性能予測結果と実際の現場での VIP の性能の対応関係が明らかになっていない事を示した。

以上を踏まえて、本研究の目的はゲッターを有するグラスファイバーコアを芯材に用いた真空断熱材における、長期性能予測法開発を提案する事を述べた。

参考文献

- [1]. IPCC 第一次報告書 First Assessment Report (FAR), 1990
- [2]. IPCC 第五次報告書 Fifth Assessment Report: Climate Change (AR5), 2013
- [3]. 第一回脱炭素社会に向けた住宅・建築物の省エネ対策のあり方検討会, 環境省 地球環境局 地球温暖化対策課 (2021)
- [4]. 環境白書 2019-2020, 環境省 (2020)
- [5]. 我々の世界を変革する: 持続可能な開発のための 2030 アジェンダ, 第 70 回国連総会 (2015)
- [6]. 旭ファイバーグラス株式会社, 平成 28 年省エネルギー基準 推奨仕様例, 2021 年 9 月 1 日参照, <https://www.afgc.co.jp/knowledge/2017/04/27/30>
- [7]. M.G. Kaganer, Thermal insulation in cryogenic engineering (1969)
- [8]. A. Yuasa, M. Kuriyama, T. Kamisako, M. Ishita, S. Sugimoto, Development of High-Performance Vacuum Insulation Panels and Application in a Refrigerator, *Panasonic Technical Journal* Vol.60, No2 (2014)
- [9]. スマートジャパン, 自動販売機もピークシフト、真空断熱材の採用で日中の長時間冷却運転停止を実現, 2021 年 10 月 21 日参照, <https://www.itmedia.co.jp/smartjapan/articles/1206/28/news007.html>
- [10]. H. Simmler, S. Brunner, Vacuum insulation panels for building application Basic properties, aging mechanism and service life, *Energy and Buildings* 37, (2005) 1122-1131, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2005.06.015>
- [11]. S. Brunner, T. Stahl, K.G. Wakili, An example of deteriorated vacuum insulation panels in a building façade, *Energy and Buildings* 54, (2012) 278-282, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2012.07.027>
- [12]. P. Mukhopadhyaya, D. MacLeanm J.Korn, D. van Reenen, S. Molleti, Building application and thermal performance of vacuum insulation panels (VIPs) in Canadian subarctic climate, *Energy and Buildings* 85, (2014) 672-680, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.038>
- [13]. T. Voellinger, A. Bassi, M. Heitel, Facilitating the incorporation of VIP into precast concrete sandwich panels, *Energy and Buildings* 85, (2014) 666-671, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.05.038>
- [14]. H. Sallee, D. Quenard, E. Valenti, M. Galan, VIP as thermal breaker for internal insulation system, *Energy and Buildings* 85, (2014) 631-637, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.039>
- [15]. P. Johansson, B. Adl-Zarrabi, A. S. Kalagasidis, Evaluation of 5 years' performance of VIPs in a retrofitted building façade, *Energy and Buildings* 130, (2016) 488-494, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.08.073>
- [16]. T. Lim, J. Seok, D. D. Kim, A Comparative Study of Energy Performance of Fumed Silica Vacuum Insulation Panels in an Apartment Building, *Energies* (2017), <http://doi.org/10.3390/en10122000>
- [17]. S. Fantucci, A. Lorenzati, A. Capozzoli, M. Perino, Analysis of the temperature dependence of the thermal conductivity in Vacuum Insulation Panels, *Energy and Buildings* 183, (2019) 64-74, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.10.002>
- [18]. A. Batard, T. Duforestel, L. Flandin, B. Yrieix, Prediction method of the long-term thermal performance of Vacuum Insulation Panels installed in building thermal insulation applications, *Energy sand Buildings* 178, (2018) 1-10, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.08.006>

- [19]. K. Biswas, T. Patel, S. Shrestha, D. Smith, A. Desjarlais, Whole building retrofit using vacuum insulation panels and energy performance analysis, *Energy and Buildings* 203, (2019) 109430, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2019.109430>
- [20]. R. F. D. Masi, S. Ruggiero, G. P. Vanoli, Multi-layered wall with vacuum insulation panels Results of 5-years in-field monitoring and numerical analysis of aging effect on building consumptions, *Applied Energy* 278, (2020) 115605, <http://doi.org/10.1016/j.apenergy.2020.115605>
- [21]. H. Schwab, U. Heinemann, A. Beck, H. P. Ebert, J. Fricke. Prediction of Service Life for Vacuum Insulation Panels with Fumed Silica Kernel and Foil Cover, *J. Thermal Envelope and Building Science* 28, (2005) 357-374, <http://doi.org/10.1177/1097196305051894>
- [22]. Brunner, H. Simmler, In situ performance assessment of vacuum insulation panels in a flat roof construction, *Vacuum* 82, (2008) 700-707, <http://doi.org/10.1016/j.vacuum.2007.10.016>
- [23]. E. Wegger, B. Petter, Jelle, E. Seipe, S. Grynning, A. Gustavsen, R. baetens, J. V. Thue. Aging effects on thermal properties and service life of vacuum insulation panels, *J. Building Physics* 35, (2010) 128-167, <http://doi.org/10.1177/1744259111398635>
- [24]. R. Kunic. Vacuum Insulation Panels – An Assessment of the Impact of Accelerated Aging on Service Life, *J. Mechanical Engineering* 58, (2012) 598-606, <http://doi.org/10.5545/sv-jme.2012.539>
- [25]. M. Bouquerel, T. Duforestel, D. Baillis, G. Rusaouen, Heat transfer modeling in vacuum insulation panels containing nanoporous silicas-A review, *Energy and Buildings* 54, 320-336 (2012), <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2012.07.034>
- [26]. Y. Liang, H. Hujiun, G. Huang, J. Yang, H. Wang, Thermal performance and service life of vacuum insulation panels with aerogel composite cores, *Energy and Buildings* 154, (2017) 606-617, <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.08.085>
- [27]. J.S. Kwon, C.H. Jang, H. Jung, T.H. Song, Effective thermal conductivity of various filling materials for vacuum insulation panels, *J. Heat and Mass Transfer* 52, 5525-5532 (2009), <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.06.029>
- [28]. K. G. Wakili, R. Bundi, B. Binder, Effect thermal conductivity of vacuum insulation panels, *Building Research & Information* 32, 293-299 (2004), <https://doi.org/10.1080/0961321042000189644>
- [29]. B. Yrieix, B. Morel, E. Pons, VIP service life assessment: Interactions between barrier laminates and core material, and significance of silica core ageing, *Energy and Buildings* 85, (2014) 617-630, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.07.035>
- [30]. S. Brunner, K. G. Wakili, Hints for an additional aging factor regarding the thermal performance of vacuum insulation panels with pyrogenic silica core, *Vacuum* 100, 4-6 (2014), <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2013.07.033>
- [31]. 立松宏一, 廣田誠一, 鈴木大隆, 谷口円, 布井洋一, 鶴沢孝夫, グラスウールを対象とした熱、水分因子による長期性状変化に関する研究, 日本建築学会環境系論文集 第79巻 第703号, 753-762 (2014)

- [32]. C. Sprengard, A.H. Holm, Numerical examination of thermal bridging effects at the edges of vacuum-insulation-panels (VIP) in various constructions, *Energy and Buildings* 85, 638-643 (2014), <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.03.027>
- [33]. S. Mao, A. Kan, N. Wang, Numerical analysis and experimental investigation on thermal bridge effect of vacuum insulation panel, *Journal of Applied Thermal Engineering* 169, 114980 (2020), [10.1016/j.applthermaleng.2020.114980](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.114980)
- [34]. G. Garnier, B. Yrieix, Y. Brechet, L. Flandin, Influence of structural feature of aluminum coatings on mechanical and water barrier properties of metallized PET films, *J Paalied Polymer Science* 115, 3110-3119 (2009)
- [35]. H. Schwab, U. Heinemann, A. Beck, H. P. Ebert, J. Fricke, Dependence of Thermal Conductivity on Water Content in Vacuum Insulation Panels with Fumed Silica Kernels, *J. Thermal Environment & Building Science* 28, No.4 (2005), <https://doi.org/10.1177/10976305051792>
- [36]. U. Heinemann, Influence of Water on the Total Heat Transfer in ‘Evacuated’ Insulations, *J. Thermophysics* 29, 735-749 (2008), <https://doi.org/10.1007/s10765-007-0361-1>
- [37]. 馬淵賢作, 真空断熱材の断熱性試験, 建材試験情報 vol52 No1, 発行番号:第 13 A 2752 (2016)
- [38]. Saes Groop /製品/ゲッター/非蒸散型ゲッター/コンボゲッター, , 2021 年 9 月 30 日参照 <https://www.saesgetters.com/jp/products-functions/%E8%A3%BD%E5%93%81/%E3%82%B2%E3%83%83%E3%82%BF%E3%83%BC/%E9%9D%9E%E8%92%B8%E7%99%BA%E5%9E%8B%E3%82%B2%E3%83%83%E3%82%BF%E3%83%BC/%E3%82%B3%E3%83%B3%E3%83%9C%E3%82%B2%E3%83%83%E3%82%BF%E3%83%BC>
- [39]. 特許 525696 号, パナソニック株式会社, 気体吸着デバイスおよび真空断熱材
- [40]. 特許 6806439 号, 旭ファイバーグラス株式会社, 気体吸着材
- [41]. 日本ゼオライト学会 2021 年 10 月 12 日参照, <https://jza-online.org/about/q1>
- [42]. 厚生労働省, 特定化学物質障害予防規則等の改正(インジウム化合物、コバルト及びその無機化合物、エチルベンゼン)に係るパンフレット, 2021 年 11 月 25 日参照, <https://www.mhlw.go.jp/bunya/roudoukijun/anzeneisei48/pamphlet.html>,
- [43]. K. N. Son, G. E. Cmarik, J. C. Knox, J. A. Weibel, S. V. Garimella, Measurement and prediction of the heat of adsorption and equilibrium concentration of CO₂ on zeolite 13X, *Journal of Chemical & Engineering* 63, 1663-1674 (2018)
- [44]. A. C. Jose Silva, A.E. Rodrigues. Multisite Langmuir model applied to the interpretation of sorption of n-paraffins in 5A zeolite, *Ind Eng Chem Res.* 38, 2434-2438 (1999)
- [45]. 宮崎繁文ら, NO₂還元ハニカム触媒の開発, IHI 技報 Vol54. No1. (2014)

第 2 章

ゲッター材の吸着温度依存性を考慮した一定環境下におけるガラス ファイバーを芯材とした真空断熱材の乾燥空気透過による熱伝導率 変化の予測

2.1. 導入

2.1.1. 研究内容

ガス透過率はこれまで実験室実験を主に多くの研究事例がある[1-9]。Schwab ら(2004)はシリカコア VIP を用いて各フィルムの気体・水蒸気透過率より長期性能を計算するモデルを提案した。Simmler ら(2005)は実験室実験で一定環境下のガス透過率を求め、実環境に施工した VIP の長期性能予測法を提案した。Wegger ら(2010)はいくつかの透過率の異なる蒸着フィルムを用いてシリカコアの長期性能について議論した。Bouquerel ら(2012)はこれまで提案されてきたシリカコア VIP のいくつか長期性能予測法の統括を試みた。このように、シリカコア VIP における長期性能予測法の研究は実験室実験から、実環境に施工された VIP の長期性能予測まで多角的に行われてきた。一方でガラスファイバーコア VIP に関する長期性能予測法の開発は行われておらず、とりわけガラスファイバーコア VIP の特徴であるデシカントやゲッターを含む VIP については材料特性に関する研究事例が乏しい。ガラスファイバーコア VIP におけるデシカントは、一般的に飽和しないような設計が行われる。従って、本章の目的はデシカントが有効に作用する期間におけるゲッターを含むガラスファイバーコア VIP の一定かつ一様な環境下における長期性能予測法の提案を行う事とする。まず、ゲッターのガスの吸脱着メカニズムと、VIP 中におけるガスの吸脱着挙動を明らかにすると共に、ガラスファイバーコア VIP で良く用いられる蒸着 EVOH フィルムを用いた VIP の長期性能について、蒸着 EVOH フィルムの材料特性を明らかにし、提案する予測モデルの妥当性を確認する。長期性能予測に必要な物性値としてフィルムのガスバリア性、及びゲッターの吸着等温線だけでなく、VIP 中での温湿度が変化しない一様な環境下（以下一定環境下）における各種気体の分圧変化にも着目し、内部でどのような吸脱着挙動を示すのか考察する。本章ではフィルムの劣化については恒温槽を用いた高温又は高湿度環境下におけるガス・水蒸気透過試験（以下エージング試験）において、熱伝導率の変化から圧力の変化を求めた際に、圧力勾配が一定である時劣化しないものとして扱う事とする。

2.1.2. 研究プロセス

本章ではまず一定環境下における VIP 中の内部のガス吸脱着挙動に着目する。測定用試験体を恒温槽に静置し、エージングを行い熱伝導率の変化を測定する。この測定値からフィルムのガス透過率を求める。またエージングした試験体の内部のガス分圧比を測定し、吸着メカニズムについて考察を行い、ゲッターを含むグラスファイバーコア VIP の長期性能予測モデルを提案する。その後提案した予測モデルを用いて実測値と比較から妥当性を確認する。

以下に研究手順を示す。

1. 物性値取得用の VIP の作成
2. 一定温湿度環境下での熱伝導率の時間変化の測定とガス透過率取得
※恒温槽を用いてエージングを行い、熱伝導率測定結果から内圧変化を推定し、ガス透過率を算出する
3. ゲッター材の吸着温度依存性、吸着量の物性値取得
※定容法ガス吸着装置を用いてゲッター材の吸着等温線の測定
4. VIP 中におけるゲッターの吸着ガスと非吸着ガス分析
※エージングした試験体内部のガス分圧測定から、ガス吸着前後のガス分圧を解析する
5. 非吸着ガスを考慮した内部ガス分圧計算方法の提案と長期性能予測モデルへの適用方法の検討
※吸着しないガスを考慮して VIP 内部圧力の変化から熱伝導率変化を予測する長期性能予測モデルを提案する。
6. 予測モデルと実測値の比較、妥当性の確認
※提案したモデルを使って一定環境下における VIP の熱伝導率変化を予測できるかを確認する

2.2. 基礎理論

2.2.1. 真空断熱材の熱伝導率

真空断熱材の中央部の熱伝導率(λ_{cop})は真空中での固体の熱伝導(λ_s)、輻射による熱伝導 λ_r 、ガスの熱伝導(λ_g)、及び固体(芯材, フィルム内側)と気体の衝突による相互作用からなる熱伝導率(λ_{cpl})より(2-1)式で慣例的に表される[10-13],

$$\lambda_{cop} = \lambda_s + \lambda_r + \lambda_g + \lambda_{cpl} \quad (2-1)$$

圧力変化に伴う熱伝導率を λ_p と表す事で、VIPの熱伝導率は(2-2)式のように慣例的に表される[12],

$$\lambda_{cop} = \lambda_s + \lambda_r + \lambda_p \quad (2-2)$$

しかしながら、実際には固体・気体・輻射による熱伝導は相互作用成り立っている事から、式2-1、2-2のような並列計算モデルは正確では無い。従って、熱伝導率を周囲温度(T)と雰囲気圧力(P)の関係とすると、式(2-3)の形でそれぞれの相互作用を考慮した形で表現する事ができる。

$$\lambda'_{cop} = f(T, P) \quad (2-3)$$

VIPは製造直後の内部圧力がわずかに存在し、初期の内部圧力(P_{ini})による熱伝導率増加が考えられる。熱伝導率測定環境の温度を T_c とすると、熱伝導率測定環境下は一律の為、熱伝導率測定環境下における真空断熱材の初期の熱伝導率は以下の式で表される。

$$\lambda'_{cop,ini} = f(P_{ini})_{T=T_c} \quad (2-4)$$

また、真空中($P = 0$)での熱伝導率は以下の式で表される。

$$\lambda'_{cop,0} = f(0)_{T=T_c} \quad (2-5)$$

過する気体と水蒸気による熱伝導率の増加は、それぞれ乾燥空気による寄与分($\lambda_{p,a}$)と水蒸気による寄与分($\lambda_{p,wv}$)によって表され、気体の熱伝導率は古典的にはそれぞれの熱伝導率の合算値として表す事ができ[14]、VIPにおいては乾燥空気と水蒸気の熱伝導率を慣例的に(2-6)式のように表される。

$$\lambda_{cop} = \lambda'_{cop} + \lambda_{p,wv} \quad (2-6)$$

乾燥剤が飽和していない場合は水蒸気による寄与($\lambda_{p,ww}$)は殆ど0となる。乾燥空気による熱伝導率の上昇は、芯材の細孔径に依存するパラメーター($P_{1/2,a}$)と、大気圧下での空気の熱伝導率($\lambda_{ga,0}$)及びVIPの乾燥空気による内部圧力(P_a)によって式(2-7)のように表す事ができる[12,13]。

$$\lambda_{p,a} = \frac{\lambda_{ga,0}(T)}{1 + \frac{P_{1/2,a}}{P_a}} \quad (2-7)$$

よって、デシカントが有効に働く期間における乾燥空気の熱伝導率変化を並列計算モデルでは無く、圧力の変化による関数として捉える事ができ、この時のVIP中央部の熱伝導率 $\lambda_{cop,tot}$ は、式(2-8)の形で表す事ができる。

$$\lambda_{cop,tot} = \lambda'_{cop,0} + \lambda_{p,a}(T_c) \quad (2-8)$$

2.2.2. ゲッター材を含まないVIPの乾燥空気透過[15-17]

VIPへの乾燥空気の透過については、VIP内部の空隙に拡散する乾燥空気質量(m_a)、乾燥空気の分子量(M_a)、乾燥空気の気体定数(R)、周囲温度(T)、VIPの繊維を除く体積(V_{eff})、乾燥空気透過係数($K_{a,total}$)を用いて質量収支式と理想気体の状態方程式を組み合わせる事で(2-9)式のように表す事ができる。これを圧力変化の形で解くと(2-10)式が得られる。

$$\frac{dm_a}{dt} = \frac{M_a V_{eff}}{RT} \cdot \frac{dP_a}{dt} = K_{a,total}(P_{a,atm} - P_a) \quad (2-9)$$

$$P_a = P_{a,atm} - (P_{a,atm} - P_a) \exp\left(-\frac{K_{a,total}RT}{M_a V_{eff}} t\right) \quad (2-10)$$

2.2.3. ゲッター材を含むVIPの乾燥空気透過

ゲッター材を含む長期性能予測モデルはこれまで提案されていない。ゲッター材を含む場合(2-9)式の右辺に圧力と温度に依存する吸着項(W_{ad}/dt)を加える事でVIP空隙中の質量の時間変化を考慮する事ができると考えられる。

$$\frac{dm_a}{dt} = \frac{M_a V_{eff}}{RT} \cdot \frac{dP_a}{dt} = [K_{a,total}(P_{a,atm} - P_a)] - \frac{dW_{ad}}{dt} \quad (2-11)$$

ゼオライト等のI型及びII型の吸着等温線に近い吸着挙動を示す材料は一般的に細孔径が数Åであり、細孔へのガス吸着は多層吸着では無く細孔内に均一に吸着されると考えられる。ここで吸着項は温度と圧力に依存する事から、

$$\frac{W_{ad}}{dt} = \frac{\partial W_{ad}}{\partial P} \cdot \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial W_{ad}}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-12)$$

と表される。温度が一定の環境の場合、右辺第二項は0と置く事ができる。これを(2.11)式に組み込み、 $f(P, T) = \partial W_{ad} / \partial P$ として(2.13)式を得る事ができる。

$$P_a = P_{a,atm} - (P_{a,atm} - P_a) \exp\left(-\frac{K_{a,total}}{\frac{M_a V_{eff}}{RT} + f(P, T)} t\right) \quad (2-13)$$

2.2.4. ガス透過の温度依存性

VIPへの気体の透過率は内圧の時間変化に等しく、通常温度の関数として与えられる[2-5, 12, 13]。環境中の温度と圧力がそれぞれ T_{ex} と $P(T_{ex})$ に等しい時、乾燥空気の透過率 $K_{a,total}$ は初期内圧を $P(0)$ と置くと、式(2-14)で与えられる。

$$K_{a,total} = \frac{1}{(P_{a,atm} - P(0))} \cdot \frac{M_a V_{eff}}{RT_{ex}} \cdot \frac{dP(T_{ex})}{dt} \quad (2-14)$$

圧力の時間変化は現状では直接測定する事ができず、式(2-7)を用いて熱伝導率の測定値で代用される。熱伝導率の測定値に基づいて内圧の経時変化を計算する場合、熱伝導率を測定した時の平均温度 T_c と圧力 P_c を用いる必要がある。

$$P(T_{ex}) = \frac{P(T_c)}{T_c} T_{ex} \quad (2-15)$$

式(2-14)の T_{ex} および $P(T_{ex})$ を熱伝導率を測定した時の平均温度 T_c と圧力 P_c に置き換える事で、熱伝導率測定環境でガス透過の温度依存性を熱伝導率の時間変化を測定する事で求める事が出来る。

$$K_{a,total} = \frac{1}{(P_{a,atm} - P(0))} \cdot \frac{M_a V_{eff}}{RT_c} \cdot \frac{dP_a(T_c)}{dt} \quad (2-16)$$

2.3. 試験体構成と実験手法

2.3.1. 材料構成

実験に使用した VIP の外観を図 2.1 に、VIP の特性を表 2.1 に示す。芯材はグラスファイバーであり、平均繊維系 $4.5\mu\text{m}$ の芯材を用いた。VIP 時は平均密度 210kg/m^3 、平均空隙率が 0.89 となる。フィルムは 1 面にアルミ箔フィルム、もう 1 面に蒸着フィルムを用いたハイブリッド構成とした。フィルムのガス透過量を測定する際に用いた両面にアルミ箔フィルムの VIP は図 2.2 に示す。ガス透過の温度依存性を測定する為の試験体にはデシカント（酸化カルシウム）のみを用いた。長期性能予測の為の試験体には流入する気体を吸着する為のゲッターである Getter1 を用いた。Getter1 は細孔径 5\AA 径以下であるゼオライト系ゲッターであり、図 1.4 に示す通りバインダーによって造粒された形態である。造粒時の粒形は約 4mm 以下で長さは 2cm 以下である。造粒には Al_2O_3 バインダーが用いられ、塗布量は全体重量比で 20~30%であった。



図 2.1. VIP 試験体外観（左：アルミ箔フィルム面 / 右：蒸着フィルム面）

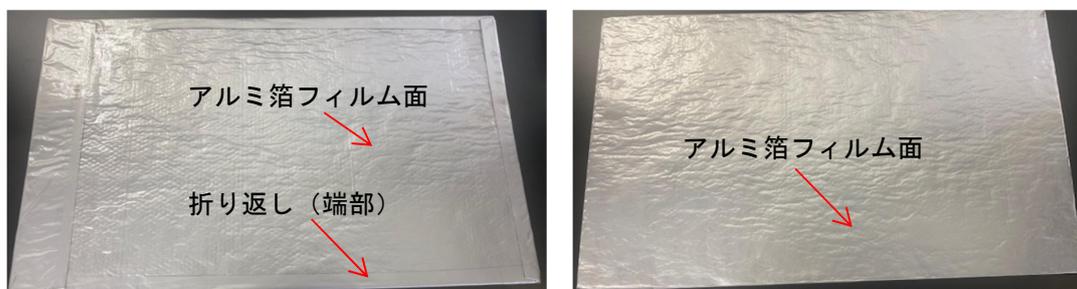


図 2.2. VIP 試験体外観（左：アルミ箔フィルム面 / 右：アルミ箔フィルム面）

表 2.1.

VIP 材料構成

芯材	乾式グラスファイバー芯材（平均繊維系 $4.5\mu\text{m}$ ）
密度 (kg/m^3) / 空隙率 (-)	210 / 0.89
デシカント	CaO 20g
ゲッター材	Getter1 (試験内容に応じて投入)
フィルム A	アルミ箔フィルム (ナイロン / ポリエステル / アルミ箔 / ポリエチレン)
フィルム B	蒸着 EVOH フィルム (ナイロン / ポリエステル / 蒸着層 A / 蒸着層 B / エチレンビニルアルコール共重合体 / ポリエチレン)

2.3.2. 芯材パラメーターの同定

圧力と熱伝導率の換算式(2-7)に必要な空隙径に関するパラメーター($P_{1/2,a}$)と、大気圧下でのガス熱伝導率($\lambda_{ga,0}$)は図 2.3 に示す装置を用いて定常熱伝導率測定時に内部圧力を変えながら熱伝導率を計測する事で求められた。熱伝導率測定装置は英弘精機製 HC-074 600 を用いた。熱伝導率の測定では上部プレートに 13°C、下部プレートに 33°C とし、平均 23°C で行われた。測定機が設置された環境は常に 23°C ± 1°C、相対湿度 50% 以下で管理された。圧力可変には真空引きポートに位置するボールバルブの開閉と真空ポンプの併用による減圧の繰り返しによって行われ、圧力計で圧力変化が無くなった事を確認した後に測定された熱伝導率と対応する圧力を測定した。測定した圧力と熱伝導率の実測値から $P_{1/2,a}$ および $\lambda_{ga,0}$ を求めた。

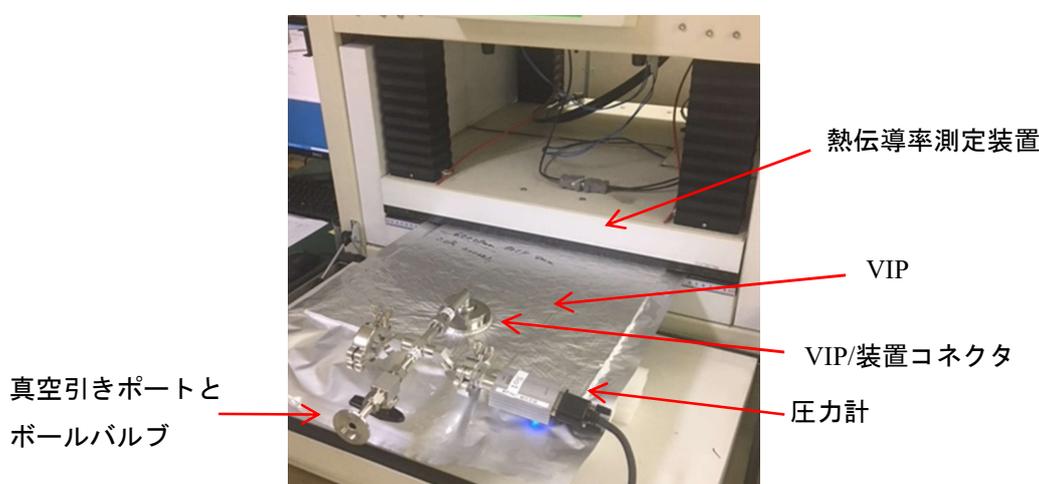


図 2.3. 圧力計測治具外観

2.3.3. ゲッター材の吸着等温線の測定

ゲッター材の吸着特性は主に各ガス分子に対する吸着等温線で評価される。VIP に用いられるゼオライトや活性炭といったサブミクロンサイズの多孔構造を有するゲッター材の単分子吸着モデルは式(2-17)に示す Langmuir-model で表される[18]。

$$n = \frac{ABP}{1 + BP} \quad (2-17)$$
$$A = a + \frac{c}{T}, B = b * \exp\left(\frac{E}{RT}\right)$$

ここで a と b は飽和容量と親和性パラメーター、 E は吸着エネルギー、 c は温度依存性を表すパラメーターで、 n は吸着量の総和、 R は気体定数、 T は周囲温度を示す。このモデルでは、隣接する吸着分子は相互作用せず、同じ吸着エネルギーを持っていると過程する。吸着エネルギーが全てのサイトで同じであれば、孔径は均一になる。しかしゼオライトを始めとする多孔体において、

バインダー等で固めて取り扱い性を向上させる場合がある。その場合バインダー間やバインダーと Getter 間でマクロポアやミクロポアが形成され、単一孔では無く複数の孔での吸着を評価する必要があり、式(2-18)で表される Multi-Langmuir-model によって吸着量を評価する事ができると考えられる[19-21]。

$$n = \sum_{i=1}^k \frac{A_i B_i P}{1 + B_i P} \quad (2-18)$$

$$A_i = a_i + \frac{c_i}{T}, B_i = b_i \exp\left(\frac{E_i}{RT}\right) \text{※}^1$$

吸着特性は定用法に基づいて測定を行うガス吸着測定装置(BelsorpMax, MicrotracBEL, Japan)を用いて測定した(図 2.4)。ゲッターは予め適切な前処理条件で脱気しておき、内部のガスを排出した状態から測定した。全ての測定条件において 0.1g 以上 1g 未満の量のゲッターが用いられた。吸脱着測定中のサンプルの温度調整については 10°C、23°Cはそれぞれ恒温水槽を用い、50°Cと 90°Cは筒状電気炉を用い温調し、吸着測定を行った。吸脱着の平衡反応は 300 秒間の圧力変化が 0.4%未満になる時に平衡と判断する事とした。測定は全ての条件で 2 回行われ、両者の結果がほぼ同じ結果であることを確認した後に、代表値を測定値として用いた。

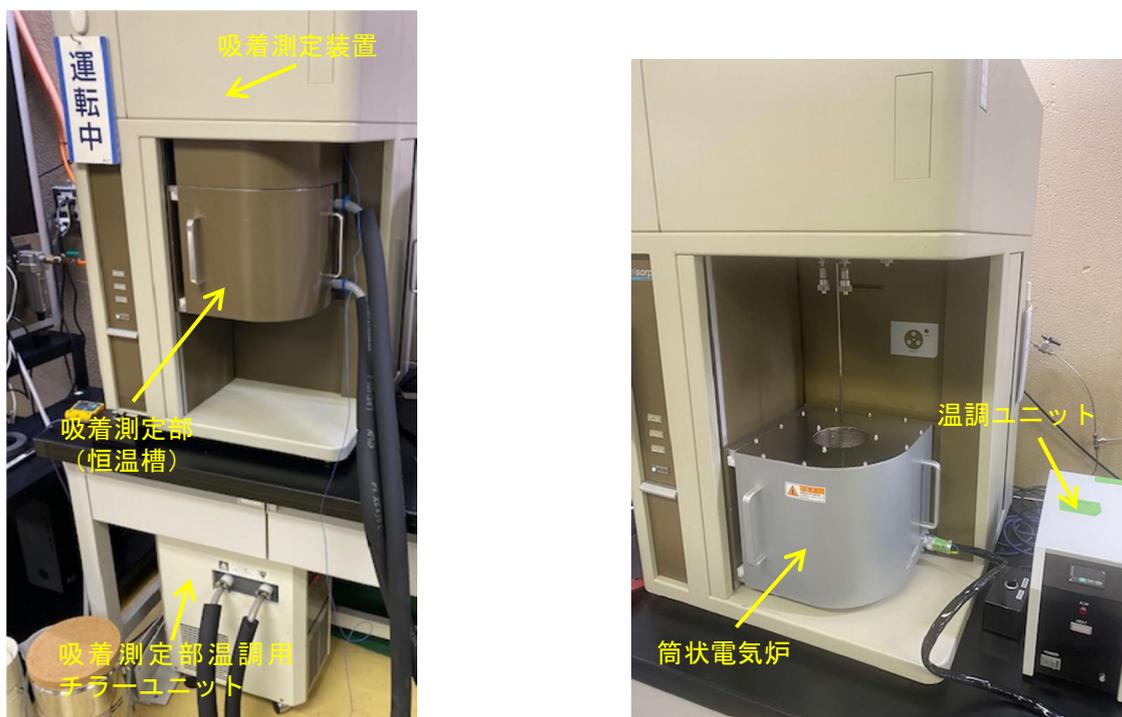


図 2.4. 定用法ガス吸着装置 (Belsorp Max)

左図：恒温槽(10, 23°C測定用), 右図：筒状電気炉 (50, 90°C測定用)

2.3.4. 一定環境下における VIP エージング試験とガス透過の温度依存性の確認

VIP のガス透過率の温度依存性を確認する為に VIP 試験体を一様な環境である恒温槽に入れ、一定時間ごとに VIP を取り出し、熱流計法によって熱伝導率を測定する事で一定環境下におけるガス透過の時間変化を評価した。熱伝導率測定装置は英弘精機製 HC-074 600 を用いた。熱伝導率の測定では上部プレートを 13°C、下部プレートを 33°C とし、平均 23°C で行われた。測定機が設置された環境は常に 23°C ± 1°C、相対湿度 50% 以下で管理された。測定した熱伝導率から式 (2-8) より内圧を算出し、内部の経時変化から式 (2-16) によりガス透過率 $K_{a,total}$ (g/(m²×day×P_{atm})) を計算した。なお、アルミ箔フィルムのみで構成された VIP の透過量は全て端部透過から行われると見なされる為、ハイブリッド型 VIP の全体の透過率を $K_{m,total}$ (g/(m²×day×P_{atm})) とすると、アルミ箔フィルムのみで構成された VIP の透過率 $K_{Al,total}$ (g/(m²×day×P_{atm})) との差は蒸着フィルムの表面の透過率 $K_{m,surface}$ (g/(m²×day×P_{atm})) に等しい。

$$K_{m,surface} = K_{m,total} - K_{Al,total} \quad (2-19)$$

アルミ箔タイプのフィルムを用いた VIP と、ハイブリッドフィルムを用いた VIP のガス透過率は以下の表 2.2 に示す測定条件に従って実施された。この実験ではガス透過率を求める為、透過した気体を吸着するゲッターは封入されていない試験体を用いた。ハイブリッドタイプのフィルムでは 50°C 環境と 50°C 70%RH 環境のような高湿環境下での透過率差から高湿度条件下におけるガス透過率の違いについても評価した。

表 2.2.

試験体構成とエージング条件

VIP サイズ	サイズ A: thickness 15 × 390 × 670 mm ³
フィルム構成	アルミ箔タイプ, Hybrid タイプ
水分吸着剤	CaO (20 g)
ガス吸着剤	—
エージング条件	23 °C, 50% RH; 50 °C, dry; 90 °C, dry 50 °C, 70% RH (ハイブリッドタイプのみ)

2.3.5. VIP 内部ガス分析

エージングテスト中の VIP の内部ガスを分析することは、ゲッターの特性を直接理解する事に繋がる[22]。本研究では、MIL-STD-750 を満たすガス分析装置を用いて、Oneida Research Service 社にて VIP 内部ガス・水蒸気の依頼分析を行った。VIP には排気口が接着剤を用いて固定され、真空ポンプを用いて排気口から質量分析計までの空間が排気された。質量分成計は質量/電荷(m/z)が 2~150 の範囲で検出できる装置が選定された。測定されたガス分圧とエージング後の熱伝導率のデータから得られた内圧を元に各ガスの分圧を計算した。一度内部ガス分析を行う

と、その後破袋してしまう事からエージング試験に再度用いる事ができない。従って、VIPのある環境における内部ガスの時間変化については、同ロットの試験体を1枚ずつ所定日数毎に分析し、その分圧の変化を同構成VIPにおける分圧変化として捉えた。

2.4. 実験結果

2.4.1. VIPの中央部の熱伝導率と内部圧力の依存性

圧力と熱伝導率の関係について測定した結果を図2.5に示す(赤点)。この時のVIPの構成と得られたパラメータ $\lambda_{ga,0}$ 及び $P_{1/2,a}$ を表2.3に示す。式(2-8)式から実測値に対応するようなパラメータを決定し、計算された値(青線)を実測値(赤点)と比較した。式(2-8)による圧力の変化による熱伝導率の値は実測値と良く対応しており、VIPの熱伝導率測定結果は内圧に換算できることを確認した。この値はデシカントが飽和していない期間で適応でき、換算温度は熱伝導率測定環境下である平均23°C環境下に限る。

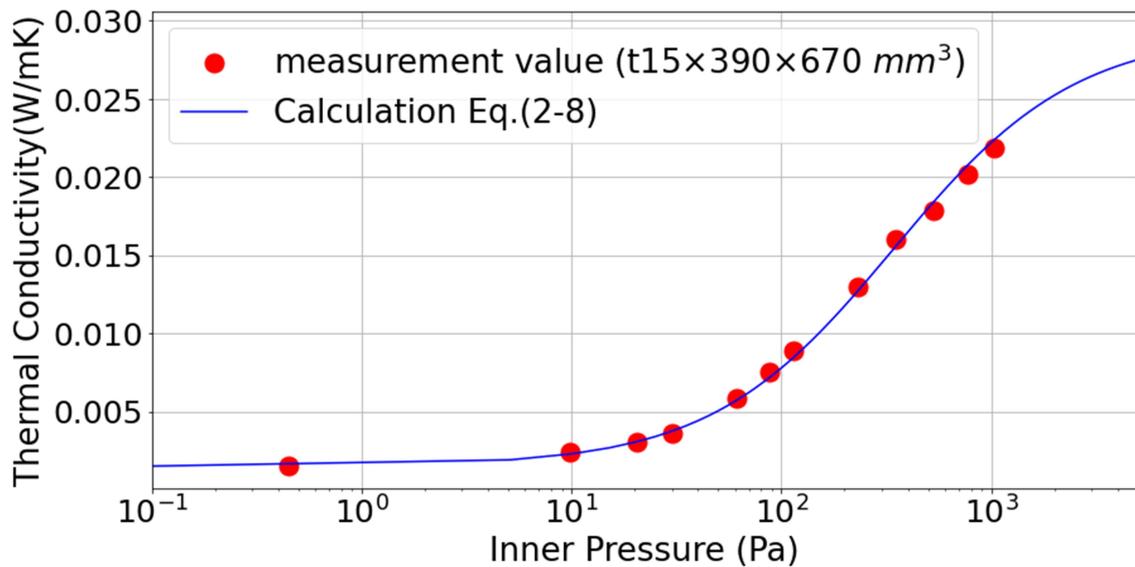


図 2.5. 熱伝導率と圧力の測定値と計算値の比較

表 2.3.

得られたパラメータ ($\lambda_{ga,0}$, $P_{1/2,a}$)

$\lambda_{ga,0}$ (mW/(m×K))	27.8
$P_{1/2,a}$ (-)	342

2.4.1. ガス透過率の温度依存性

各温度条件下でエージングした試験体の熱伝導率の測定結果を図 2.6 に示す。すべての条件で熱伝導率の測定結果に異常値やサンプルの破損は見られなかった。アルミ箔タイプのフィルムを用いた VIP の測定結果を実線、ハイブリッドタイプのフィルムを用いた VIP の測定結果を破線で示す。表面のガス透過分ハイブリッドタイプの方が熱伝導率の増加が早く、ガス透過がその分増加している事が確認された。また、ハイブリッドタイプの 50°C と 50°C70%RH の測定結果を比べると、熱伝導率の変化が殆ど見られない事がわかった。従って、高温高湿条件におけるハイブリッドフィルムのガス透過率は殆ど変化しない事が示唆された。

熱伝導率の測定値を用いて式(2-8)より圧力の時間変化に換算し、その変化率をガス透過量として定義した結果を図 2.7 に示す。縦軸は VIP の外気との圧力差における 1 日当たり・1m² 当たりのガス透過質量を表す。横軸は絶対温度の逆数である。すべての実験条件において内圧の変化率は一定の速度であった。アルミ箔タイプの VIP のガス透過量は端部透過量 (edge) に依存する。23°C、50°C、90°C でエージングした結果(赤線)をみると、ガス透過量はアレニウスの法則に従って増加した。一方、ハイブリッドタイプは 23°C から 50°C (水色線) と 50°C から 90°C (青線) の透過率を比べると透過量がアレニウスプロットに従わず増加した。これはフィルムの 1 層に EVOH 樹脂を用いている為と考えられる。EVOH は強力なガスバリア性を持つが、分子鎖中にビニルアルコール基が存在する為吸湿性がある。水蒸気が吸着するとポリマー間の水素結合が弱まり、フィルムがガスを透過しやすくなる。この効果は、温度によって影響がある事が知られている [23, 24]。今回用いた構成において 23°C から 50°C の透過率より算出したアレニウスプロットを用いて 90°C の透過率を計算した所、 $833.6 \times 10^{-12} \text{ g}/(\text{m}^2 \times \text{day} \times P_{\text{atm}})$ となったが、実際の透過率は $1921 \times 10^{-12} \text{ g}/(\text{m}^2 \times \text{day} \times P_{\text{atm}})$ となり、約 2.3 倍高い値を示した。これは上述の EVOH の分子構造に由来するガス透過の増加であると考えられる。

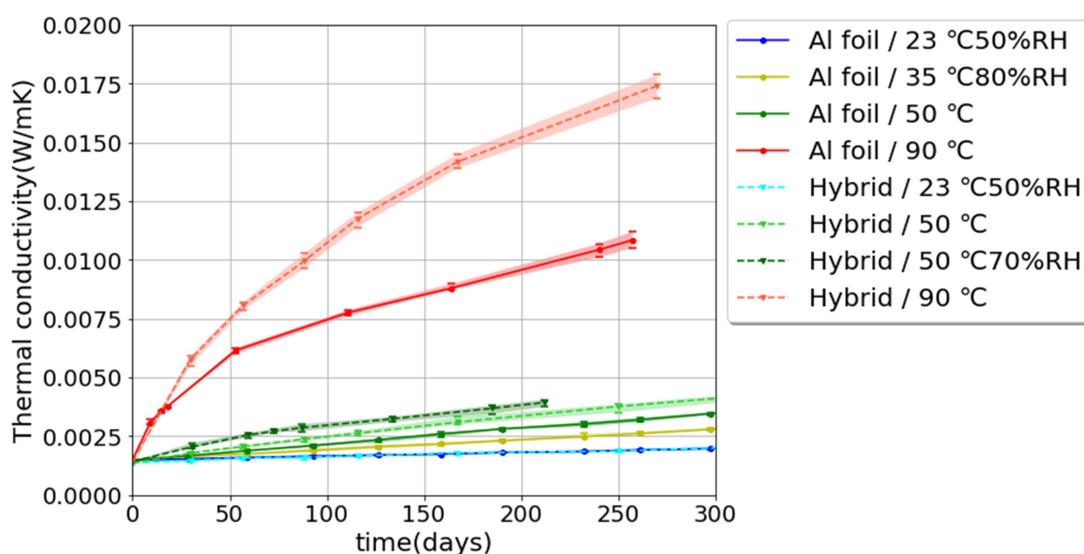


図 2.6. 各温湿度条件別の熱伝導率の時間変化

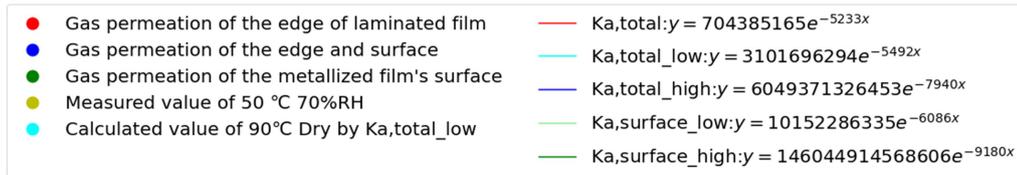
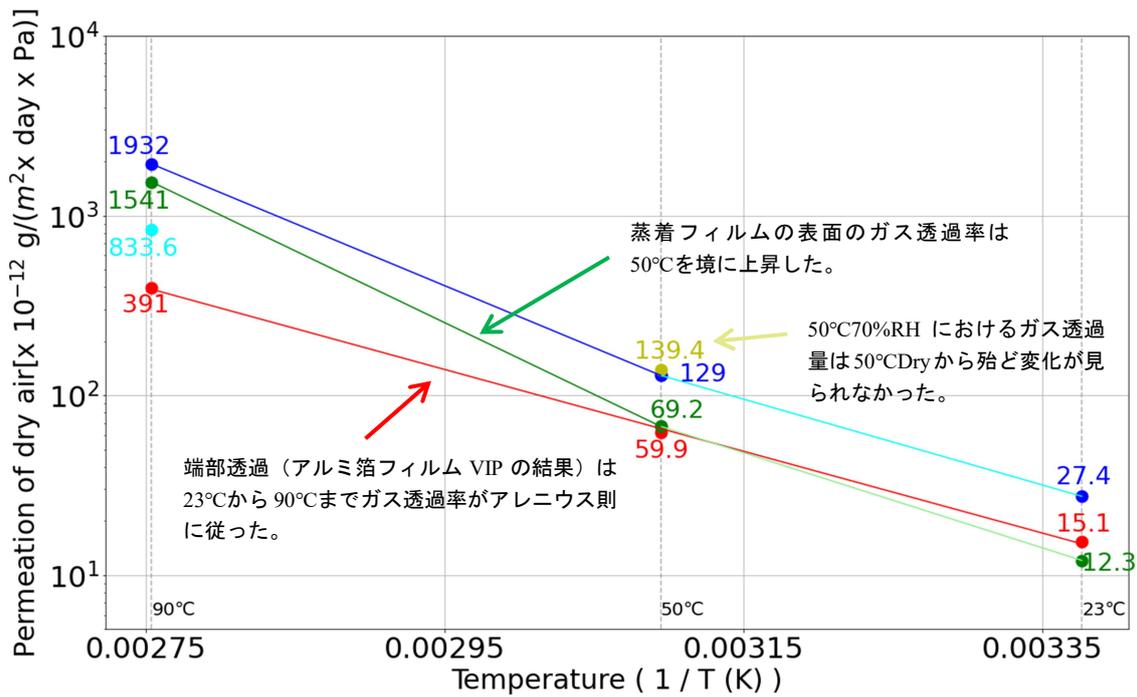


図 2.7. 乾燥空気 of ガス透過率

2.4.2. 内部ガス分析

2.4.2.1. 400 日エージングを行った VIP の内部ガス分析

表 2.4 に示すアルミ箔タイプの VIP 試験体 1~3 であるサイズ B (厚さ 15 x 幅 200 x 長さ 300 mm³) の 400 日エージング後の内部ガス分析結果を図 2.8 に示す。窒素 (Nitrogen, 以下 N₂) とアルゴン (Argon, 以下 Ar) の分圧は、温度の上昇と共に指数関数的に増加し、その挙動はアレニウスの法則に従った。酸素 (Oxygen, 以下 O₂) の透過率は温度の上昇に従って増加すると予想されたが、逆に減少した。一方、水素 (Hydrogen, 以下 H₂) の分圧はエージング温度の上昇と共に増加した。その他のガス分圧はわずかで大きな変化は見られなかった。もし、アルミ箔フィルムのバリア層に欠損が無ければ、ガスは全てポリエチレンの封止層を透過したと考えられる。ポリエチレンは特定の O₂ バリアを示さず、CaO は O₂ を吸着しない。従って、O₂ の分圧低下は、VIP 内部で何等かの化学反応によって O₂ が消費された可能性がある事が示唆された。本実験結果は端部透過のみのアルミ箔タイプのフィルムにおいて、N₂ 及び Ar のガス透過の温度依存性を示すと共に、温度上昇に従って内部 O₂ 量の低下と化学反応による消費の可能性を示した。

表 2.4.

ガス分析に用いた試験体構成とエージング条件

No.	サイズ (mm ³)	VIP 密度 (kg/m ³)	フィルム 構成	水分吸着 剤 ² (g)	ガス吸着 剤 (g)	エージング 温度(°C)	相対湿 度(%)
1	サイズ B t15 × 200 × 300	210	アルミ箔 タイプ	10	-	23	50
2						50	Dry
3						70	Dry

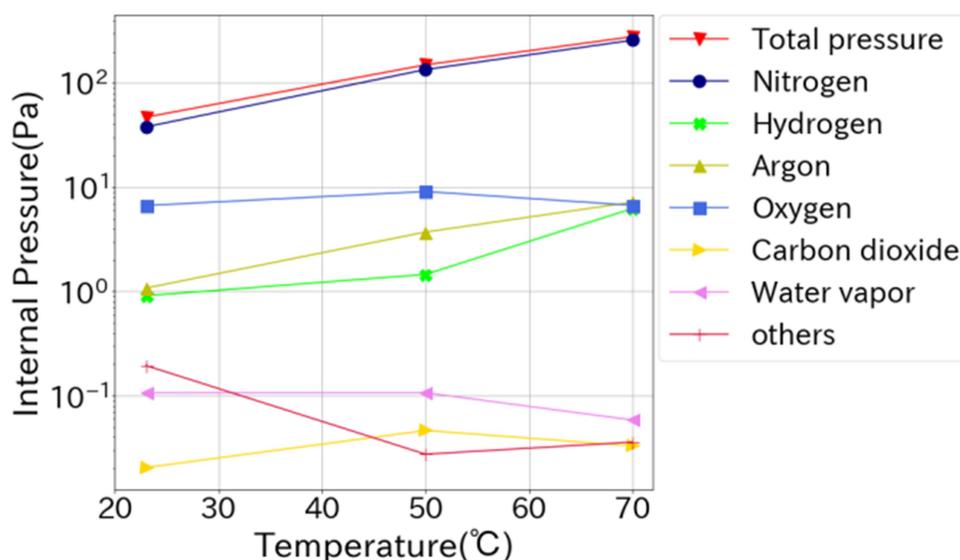


図 2.8. 400 日 23 °C 50% RH, 50 °C dry, 及び 70 °C dry でエージングされた VIP の内部ガス分析

2.4.2.2. 90°Cでエージングされた試験体の内部ガス分析

高温になるに従ってVIP中の O_2 量が減少する事が2.4.2.1節より示唆された。続いて90°CでエージングしたサイズA(厚さ15 x 幅390 x 長さ670 mm³)の試験体(表2.5.参照)の内部ガスの経時変化を測定した。条件毎に4つの試験体を用意し、1枚ずつ初期・15日・30日・60日の時間にそれぞれ内部ガス分析を行った。図2.7より分かる通り、90°Cにおけるエージング試験では端部のガス透過量が常温(23°C)と比べて25.9倍となり、表面からのガス透過量は125倍となる。試験体のサイズを考慮すると、全体のガス透過量は常温と比べて約105倍に相当する。従って、ラミネートフィルムのガス透過率及び材料劣化が図2.7に示す乾燥空気透過率のアレニウス則に従うとすると、エージング期間30日はアレニウスプロットにおけるガス透過量換算では常温環境下3154日分に相当する。

VIP No4とNo6の結果を図2.9へ示す。この試験体にはゲッターやデシカントは含まれていない。各VIPにおいて N_2 の分圧が最も高く、 N_2 の分圧は一定の速度で増加している事が確認された。 N_2 の分圧と同様にArの分圧の変化量は一定であることが測定結果より確認された。試験体の内部ガスから O_2 は検出されず、逆に CO_2 が検出された。

図2.10に示すデシカントを含んだNo. 5, 7からは CO_2 は検出されなかった。 O_2 の発生メカニズムは特定されていないが、 CO_2 がCaOに吸着されている事が示唆された。 CO_2 発生の要因としては、封止層のポリエチレンか繊維結合剤(バインダー)が O_2 と反応した結果であると考えられる。既往研究[25]によると、減圧環境下でポリエチレンが活性化された O_2 と反応し、 CO_2 と H_2 を発生させることが示唆されており、CaOが含まれていない試験体では O_2 が消費される可能性がある。従って、VIP内部でも同様の作用が働いた可能性がある。

図2.11に示すデシカント及びゼオライトゲッターを含むNo. 8は1ヶ月の間殆ど圧力上昇が起らず、ゲッターの性能が安定している事が示された。この時のAr分圧比は約30%に達し、気体成分比と比べて多くのアルゴンが内圧として寄与している事を確認した。またArの存在量はゲッター封入によらず変わらなかった。2か月目になると圧力が上昇し、ゲッターの吸着能力が低下している事が確認された。また、 CO_2 や H_2 の発生は見られず、これらはデシカントやゲッターに吸着したと考えられる。本実験に用いたゲッターでは、ゲッターの容量が気体吸着によって低下した後、内圧上昇は主に N_2 によって引き起る事が確認された。また、ゲッターの吸着能力が維持されていれば、ガラス繊維をコアとしたVIPの内圧は低く維持する事ができる事がわかった。

本実験結果より、アルミ箔・ハイブリッドタイプ両方のフィルムで N_2 およびArの透過速度が一定であり、ゲッター性能維持期間におけるArの容量が N_2 に次いで多量であり、ゲッターによってArは吸着されず内圧上昇に寄与しており、ゲッター飽和後の主成分は N_2 である事を確認した。

表 2.5.

ガス分析に用いた試験体構成とエージング条件

No.	サイズ (mm ³)	VIP 密度 (kg/m ³)	フィルム構成	水分吸着剤 (g)	ガス吸着剤 (g)	エージング 温度(°C)	相対湿度 (%)
4	サイズ A 15 × 390 × 670	180	アルミ箔タイプ	-	-	90	Dry
5			アルミ箔タイプ	10	-		
6			ハイブリッド	-	-		
7			ハイブリッド	20	-		
8			ハイブリッド	20	5 (Getter1)		

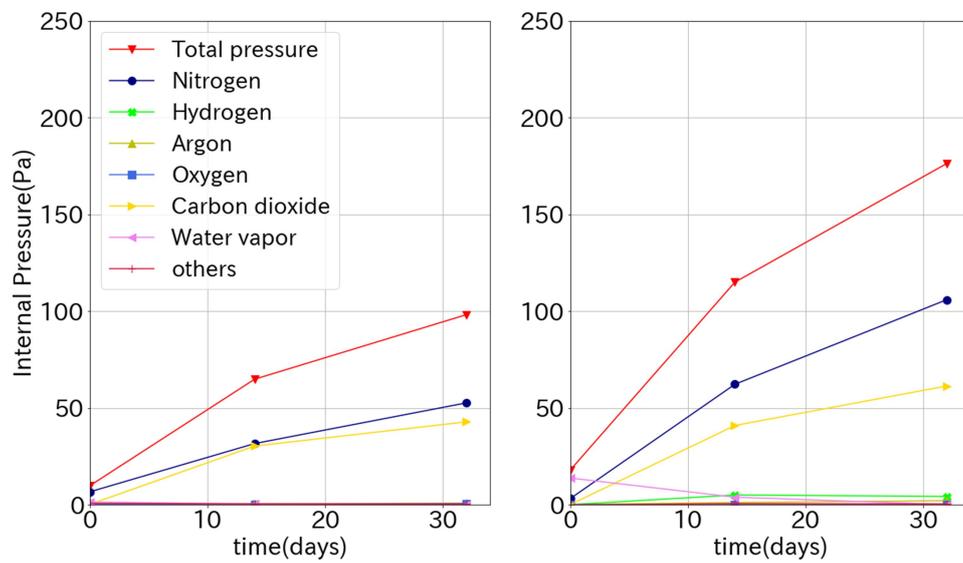


図 2.9. ゲッターとデシカントを含まないVIPの内部ガス分析（左図：No4, 右図：No6）

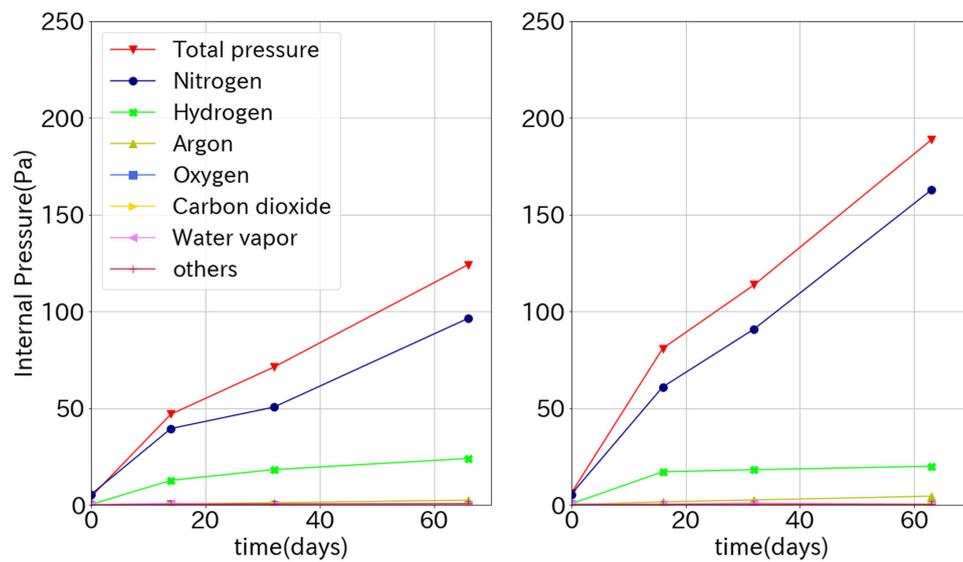


図 2.10. デシカントのみを含んだVIPの内部ガス分析（左図：No5, 右図：No7）

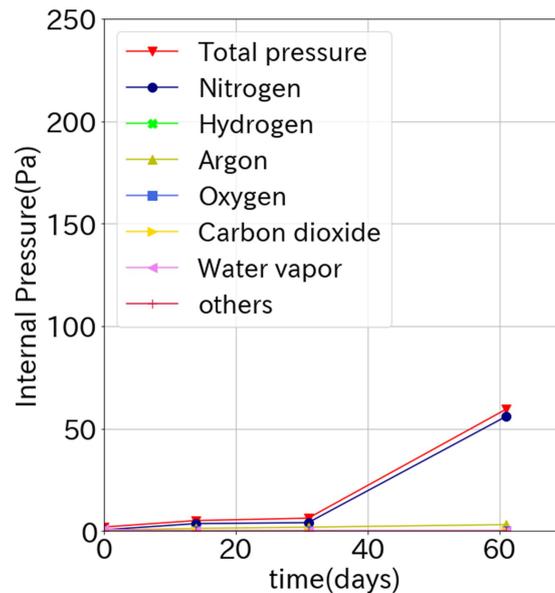


図 2.11. デシカントとゲッター1 を含んだ VIP の内部ガス分析 (No8)

2.4.3. ゲッターの吸着等温線

内部ガス分析の結果によると、ゲッターを封入する事で N_2 分圧が大きく低下した事から多量の N_2 を吸着する事がわかった。ゲッター飽和後の内圧もほぼ N_2 であった為、 N_2 の吸着は長期的な性能予測において重要であることがわかった。建築用途では環境温度が変化する為、吸着の温度依存性を考慮する事で建築環境における VIP 内部のガスの吸脱着特性を把握することができると考えられる。実験に用いた Getter1 の吸着挙動の温度依存性を評価する為に、いくつかの温度で N_2 の吸着等温線を測定した。また、他の主要ガスである O_2 、 H_2 、 Ar の吸着等温線を $23^\circ C$ で測定した。

2.4.3.1. ゲッターの N_2 吸着等温線と吸脱着温度依存性

$10^\circ C$ 、 $23^\circ C$ 、 $50^\circ C$ 、 $90^\circ C$ で測定したゲッターの N_2 吸脱着等温線を図 2.12 に示す。吸着と脱着の等温線はほぼ同値を表しており、吸脱着のヒステリシスを示さなかった。吸着のヒステリシスが無いという事は、ある平衡圧力下で N_2 は一定の吸着量で可逆的に平衡を保とうとする事を表す。その為、周囲の温度変化が起こると吸着等温線に従って N_2 を吸脱着する可能性が示唆された。この吸着等温線を Multi-Langmuir model 式(2-18)で表した結果を図 2.13 に示す。各パラメータについては表 2.6 に示す。Multi-Langmuir model の各吸着等温線のパラメータには温度依存性が確認され、実測値と計算値は良く一致した。従って、式(2-11)に示すゲッターを含んだ真空断熱材の吸着量の時間変化 W_{ad}/dt は温度と圧力に依存する値として計算する事ができる。温度が一定の場合、吸着力は圧力のみ依存する事から、一定環境下における長期性能予測においては圧力のみを参照して計算する事となる。この圧力は全てのガスを含むため、他のガスについて、ゲッター材との吸着の関係を調べる必要がある。

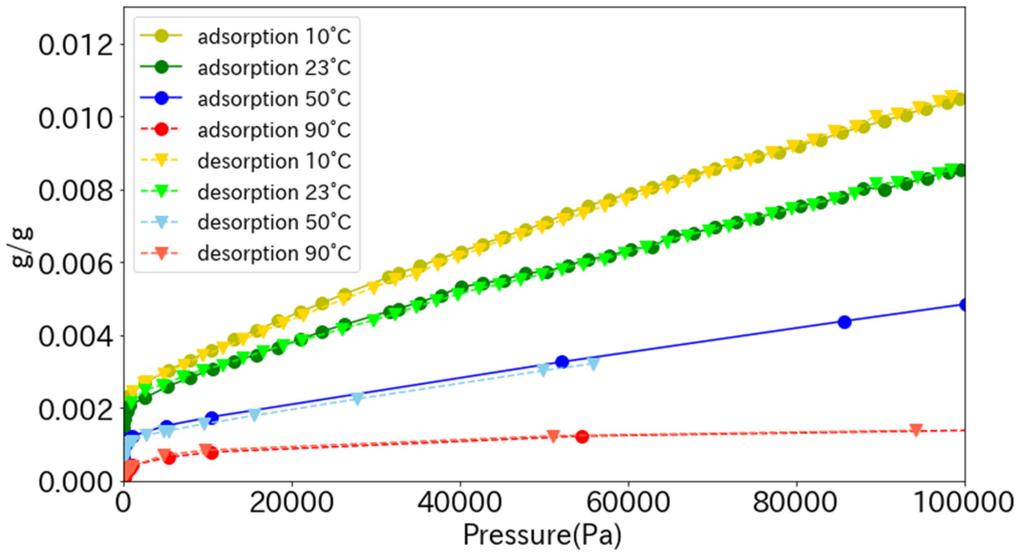


図 2.12. Getter1 の各温度における N₂ 吸着等温線と脱着等温線

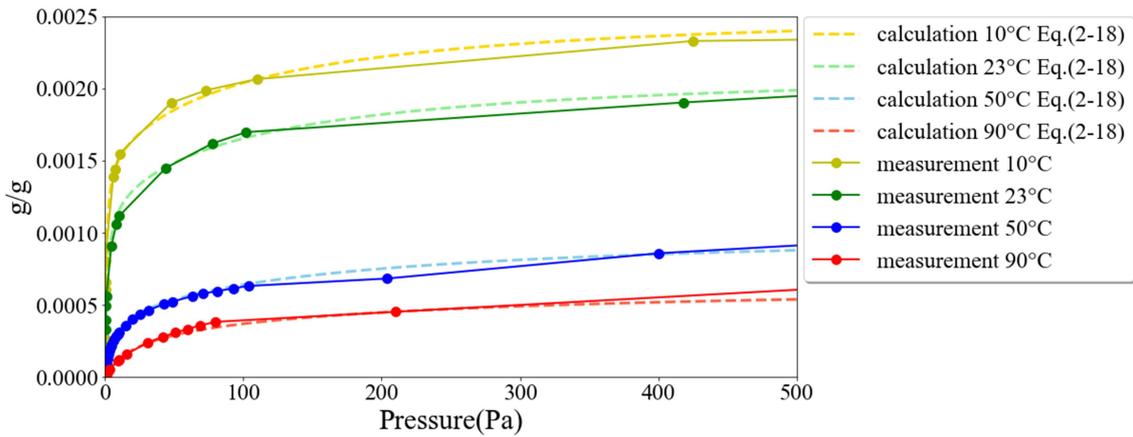


図 2.13. Getter1 の N₂ 吸着等温線と multi-Langmuir model の計算値との比較

表 2.6.

multi-Langmuir model の各種パラメーター

温度 (°C)	a_1	a_2	a_3	b_1	b_2	b_3	c_1	c_2	c_3	E1	E2	E3
10	2.0× 10 ⁻⁴	4.0× 10 ⁻⁴	1.2× 10 ⁻³	1.276	0.0280	0.00880	0.3273	0.101	0.0615	14.1	10.6	4.28
23				0.601	0.0160	0.00567	0.2628	0.0870	0.631			
50				0.113	0.00474	0.00253	0.0912	0.0673	0.673			
90				0.031	0.000288	0.00127	0.0403	0.0519	0.736			

2.4.3.2. ゲッターの N₂ 以外の吸着等温線

N₂ 以外のガスの吸着特性を確認するため、O₂, H₂, Ar の吸着量を測定した (図 2.14)。N₂ の吸着量と比較し、O₂ の吸着量は約 10 分の 1 であった。また、H₂ の吸着量は約 100 分の 1 で、Ar の吸着量は最も低かった。図 2.11 の結果からエージング過程でゲッターが飽和した後、内部分圧は殆どが N₂ であり O₂ や H₂ は確認されていない。O₂ や H₂ は N₂ に比べて吸着量が劣るものの、O₂ は高温環境下で消費され CO₂ としてデシカントへ吸着され、H₂ は存在量がそもそも多くない事から全てを N₂ の吸着等温線で代用し、吸着ガスとして扱う事とした。

一方、Ar は N₂ 吸着量の 1/1000 程度である。気体存在比では 0.98 : 78 程度であり存在比に対する気体吸着量は大きく劣る。VIP 中への Ar の透過率を大気中のガス成分比である 0.98% であると仮定すると、2.4.1 節におけるガス透過率を決定した試験体 (厚さ 15 x 幅 390 x 長さ 670 mm³) において、ゲッターを含まない場合 23°C 環境に曝露されている際の 1 日当たりの Ar 透過量は 9.6×10^{-6} である。この透過量は Ar の吸着等温線の測定値と比較すると非常に大きく、23°C の環境下では長期的には殆ど Ar は吸着されないと推定される。高温環境下ではガス透過量の増加と吸着量の低下が起こる為、更に Ar は吸着しない。従って、本ゲッターにおいて Ar は非吸着ガスとして扱う事とした。VIP 中のガス吸着挙動は吸着ガスの代表吸着等温線と、非吸着ガスの影響を考慮した計算によって求められる。これは使用するゲッターによって異なるが、ゼオライト系ゲッターの場合平均細孔構造が数 Å と気体成分の分子径サイズに近い構造であることから、吸着力の強度や吸着量に差はあるものの吸着する物質については大きな変化は無いと考えられる。

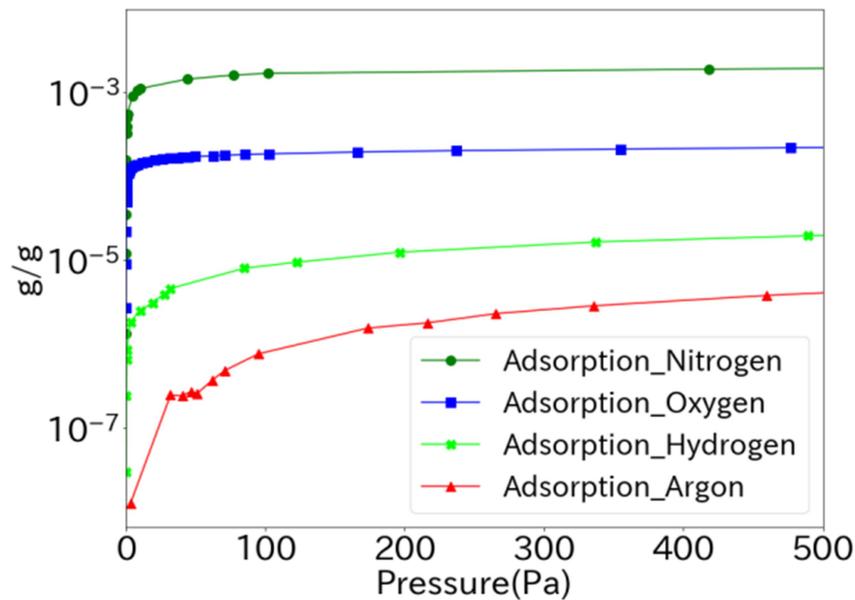


図 2.14. Getter1 の各分子の吸着等温線 (23°C)

2.5. 非吸着ガスを考慮した長期性能予測

2.5.1. 非吸着ガスを考慮した長期性能予測モデルの考え方

2.4 節の実験結果から、発生ガスと主成分ガスの VIP 内部への吸着量を評価した。式(2-11)のゲッター材を考慮した質量収支式は内部圧力の変化から、VIP 空隙に拡散するガス質量の変化を求めている為、全てのガス種を含んだ値である。しかしながら、ゲッターには吸着しないガスも存在しており、2.4.3.2 節のように希ガスである Ar 等は反応性が低く、吸着されずに拡散すると考えられる。従って、それらの非吸着ガスを考慮した長期性能予測モデルを構築する必要がある。図 2.11 よりゲッターの極低圧の吸着容量が飽和した後は N₂ の分圧のみ上昇しており、次の多い気体は Ar であった。一時的に上昇した H₂ も経時での増加が少なかった事から、吸着ガスを N₂ へ統一し、N₂ の吸着等温線で吸着量を評価する事で長期性能を概ね表す事ができると考えられる。N₂ の熱伝導率は大気圧下 0°C の時 2.40(W/mK) であり、O₂ は 2.45 (W/mK) である[28]。CO₂ は 1.45(W/mK) であるが、デシカントへ吸着され殆どの場合空隙に存在していない事がガス分析より得られた。従って、VIP 内部の乾燥空気を主な大気成分である N₂ に統一した考え方は、VIP の熱伝導率への影響が非常に小さいと考えられる。ある吸着量における VIP 内部の平衡圧力は、吸着等温線に従って吸着されたガスの残りの残存ガスによって決定される。Ar を含まないガスの総量を m_{all,N_2} とすると、式(2-20)の通り VIP 内部では一部が吸着 (W_{ad}) され、残りが平衡圧 P_N に従って拡散する。Ar が大気成分比と同じ比率で透過すると仮定すると、Ar の質量は式(2-21)で与えられる。また、その時の Ar の分圧は式(2-22)より与えられ、全ガスの圧力は式(2-23)より計算される。式(2-20)より Ar の質量を算出し、式(2-21)より分圧を算出し、式(2-22)に加算して新たな平衡圧力 P_a が計算される。この際 N₂ の吸着量は変化せず、温度変化による気体透過成分比が変化しないと仮定して計算する。

$$m_{all,N_2} = W_{ad} + \frac{V_{eff} * P_{N_2}}{R_{N_2} * T} \quad (2-20)$$

$$m_{Ar} = m_{all,N_2} * \frac{0.0098}{0.9902} \quad (2-21)$$

$$P_{Ar} = \frac{m_{Ar} * R_{Ar} * T}{V_{eff}} \quad (2-22)$$

$$P_a = P_{N_2} + P_{Ar} \quad (2-23)$$

この手法を採用する事で、吸着ガスと非吸着ガスに分離した後に、非吸着ガスの影響を吸着ガスの吸着等温線へ含める事ができ、VIP 中の内圧変化のみで長期性能を評価する事ができる。この計算は前述の通りすべてのガス透過量が温度によらず大気成分比で透過することが前提となる。この時 VIP の体積の影響が式(2-13)で既に表されている為、体積変化における内部圧力変化に対応した計算が可能となる。また、本モデルで計算される内部圧力を熱伝導率へ換算する際に、式(2-8)で得られている乾燥空気の圧力による熱伝導率の換算式をそのまま用いる事とした。

2.5.2. ゲッター入り VIP の非吸着ガスを考慮した熱伝導率変化の予測

ゲッターを含んだ VIP の試験体の熱伝導率変化について、測定値と計算値を比較する事で予測法の妥当性を評価した。測定値は 2.4.1 節と同様に VIP を一定環境の恒温槽に静置し、熱伝導率の時間変化を測定する事で得た。測定に使用した VIP の構成とエージングの環境（境界条件）について表 2.7 に示す。

表 2.7.

VIP 試験体とエージング環境条件

VIP サイズ mm ³	サイズ C / thickness 18 × 370 × 370 サイズ D / thickness 6 × 390 × 670
フィルム構成	Hybrid type
水分吸着材(g) / 種類	20 / CaO
ゲッター材(g) / 種類	5 / Getter1
エージング条件 (境界条件)	23°C (50% RH), 50°C (dry), 70°C (dry), 90 °C (dry) ※サイズ D は 90°C環境下でのみ測定を行った

長期性能予測はエージング環境温度を境界条件とし、初期 VIP 内圧を 0.5Pa として式(2-13)式及び式(2-23)で圧力の時間変化を計算した。熱伝導率への換算は式 2-7 式を用いた。測定結果と予測値を比較した結果を図 2.15 示す。2つのサイズで得られた測定値は予測法と良く一致した。この結果から、異なる環境条件における異なるサイズのゲッター入り VIP の長期性能を予測することができる事が確認された。また、長期性能は VIP の体積とゲッターの量に強く依存している事が確認された。サイズ C（厚さ 18mm x 幅 370mm x 長さ 370mm）の VIP はサイズ D（厚さ 6mm x 幅 390mm x 長さ 670mm）の VIP の 1.57 倍の体積である。このことから透過ガスの分圧は同環境条件に晒された際にサイズ C の方が圧力は低くなる為、熱伝導率も同様にサイズ D に比べてサイズ C の方が緩やかに上昇する。従って、ゲッターの量が同じであれば、サイズによって長期性能は大きく異なる事が確認された。

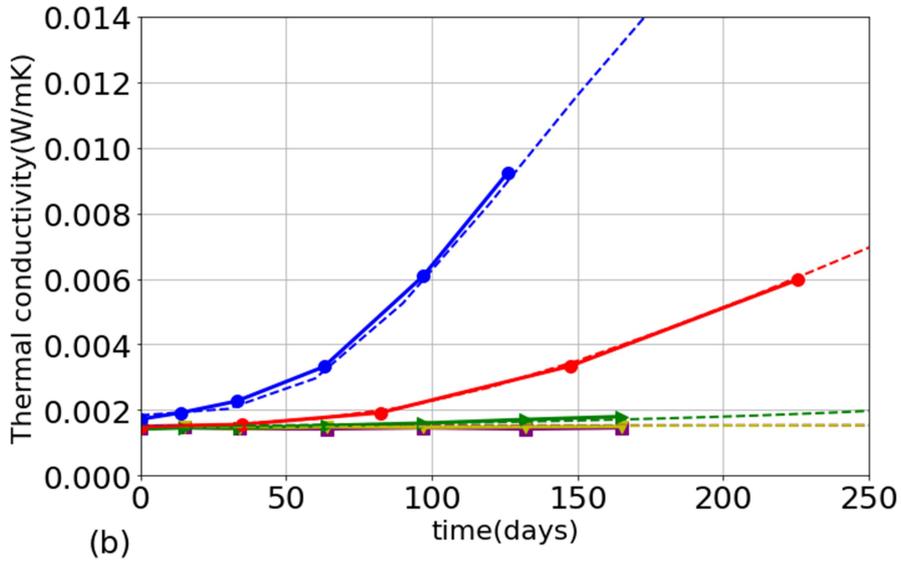
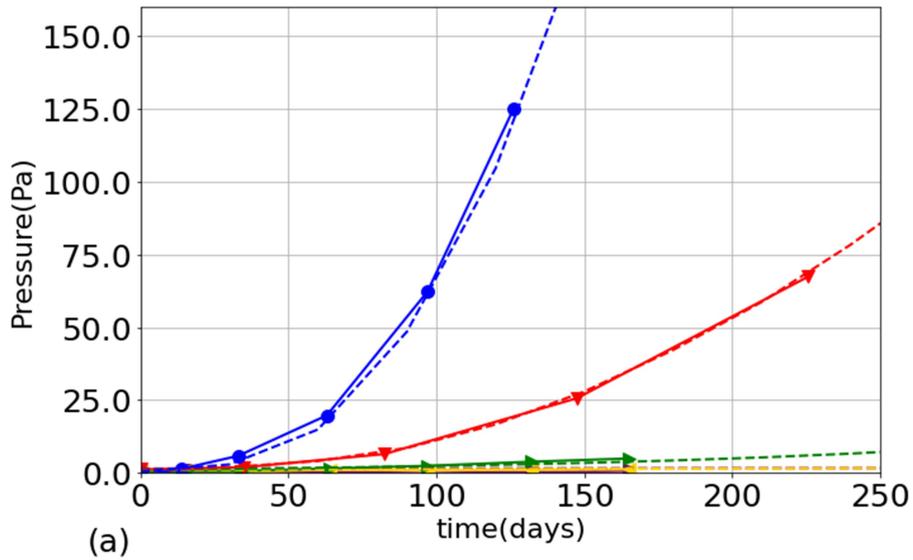


図 2.15. 長期性能の測定値と計算値の比較 (a) 圧力変化 (b) 熱伝導率変化

2.6 VIP の 25 年後の長期性能予測

Annec65 Sabtask1[26]や JIS A 1488[27]において建築用真空断熱材の長期性能は 23°C50%RH の標準条件下で 25 年の耐久性が求められている。そこで 25 年後の長期性能を、本節より求めたガス透過率とゲッターの吸着等温線を用いて式(2-13)、及び非吸着ガスを考慮した式(2-23)より算出した。計算条件を表 2.8 へ示す。

表 2.8.

長期性能計算条件

VIP サイズ(mm ³)	サイズ A / thickness 15 × 390 × 670
フィルム構成	Hybrid type
水分吸着剤量(g) / 種類	20 / CaO
ゲッター量(g) / 種類	0, 5, 10 の 3 条件 / Getter1
ガス計算温度環境 (境界条件)	23°C50%RH ※乾燥空気透過率は相対湿度の影響を殆ど受けない為、23°C 環境下 25 年相当の計算として扱う。
初期真空度(Pa)	0.5
長期性能計算式 (圧力変化)	式 2-13, 2-23
熱伝導率換算式	式 2-7

長期性能計算結果を図 2.16 に示す。ゲッター無しの VIP は 25 年後の長期性能が 10 mW/mK を越えており、断熱材として使用されるのは長期性能が不十分であると考えられる。一方ゲッターを 5g 入れた試験体は 25 年後の長期性能が 6 mW/mK 以下、10g 入れた試験体では 3 mW/mK 以下とゲッターを入れていない試験体の半分以下まで熱伝導率の増加を抑制する事が可能であると示唆された。10g 入れた試験体では 25 年間を通し安定した熱伝導率を示しており、長期的に安定した性能であることから建築用断熱材として十分な性能を発揮すると考えられる。

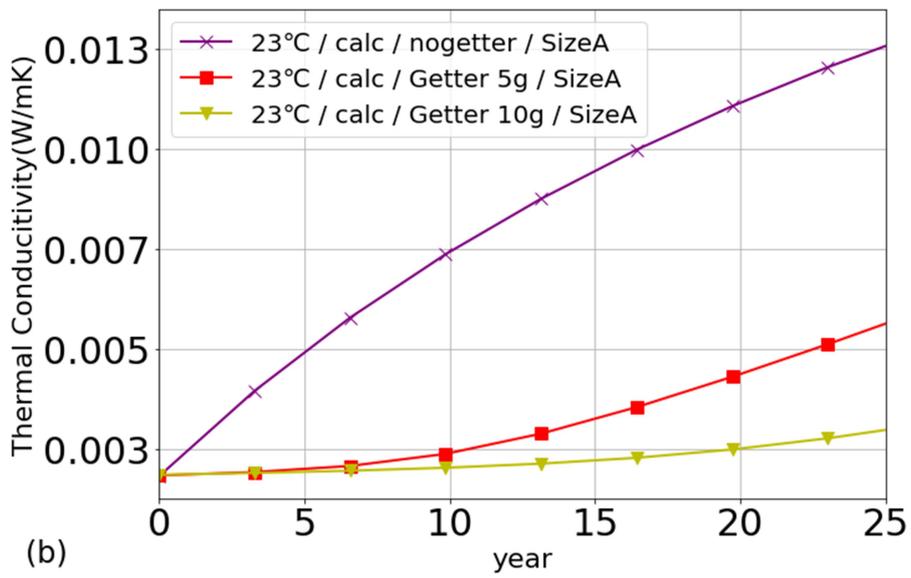
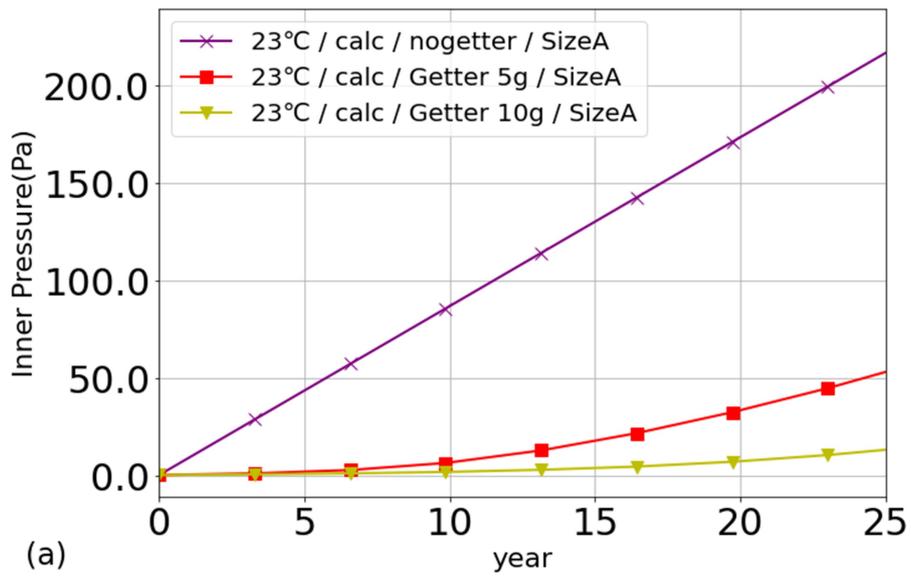
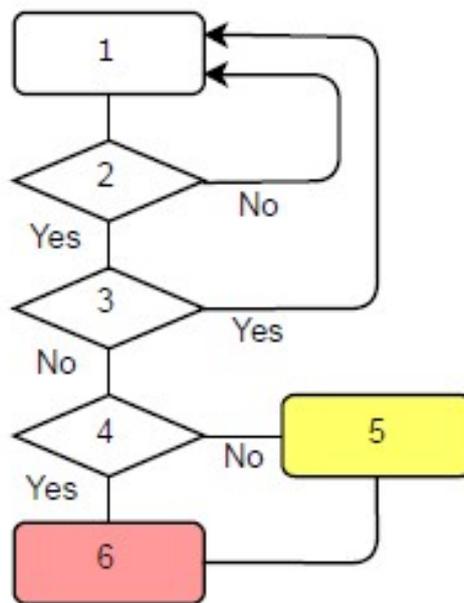


図 2.16. 23°C50%RH における長期性能予測結果 (a)内部圧力 (b)熱伝導率換算

2.7. 長期性能予測法開発フローチャート

これまでゲッター材を有するグラスファイバーコア VIP の長期性能予測手法について、実験値と測定値の比較から妥当性の確認を行った。本開発プロセスを図 2.17 のようにフローチャート形式でまとめた。新しいフィルムで新たに長期性能予測を行う場合、まず手順 2 でフィルムのガス透過率の温湿度依存性を確認する必要がある。相対湿度に強く依存しガス透過量が増加するフィルムの場合、VIP は完全なバリア材料である事と建築環境下に施工後に取り外しができない事から、断熱材境界面で高湿になる可能性がある。従って、建築用断熱材として VIP を用いる場合、乾燥空気の透過量は相対湿度に依存しない事が望ましい。ゲッター材について新たに検討を行う場合は手順 4 で吸着等温線が得られているかを確認する。吸脱着温度依存性を行った後、非吸着ガスの存在について考察する。その後、吸着ガスと非吸着ガスを分離し、代表吸着ガスの吸着等温線に非吸着ガスの分圧を予め加算する事で、長期的に非吸着ガスの圧力上昇を考慮することができると考えられる。この予測法では吸着剤の吸脱着過程で大きなヒステリシスがある場合は対象範囲外となる。



1. VIP の材料構成を決める
2. ゲッターを含まない VIP でガス透過の温度依存性を確認する。
3. 高湿環境で乾燥空気透過量が変わらない事を確認する。大きく変わる場合は材料を見直す。
(50°C Dry と 50°C 70%RH 等で比較する)
4. ゲッターの吸着等温線が得られているか？
5. ゲッターの吸着温度依存性を確認する。この時吸着ガスと非吸着を確認する。
6. 製造後の初期内圧と環境条件を決め、式 2-12 より内圧の時間変化を計算する。

図 2.17. ゲッターを含む VIP の長期性能予測フローチャート

2.8. 第2章のまとめ

本章ではゲッターを含むグラスファイバーコアを有するVIPの一様かつ一定環境下における長期性能予測の提案を行った。実験室実験からガス透過性とVIP内部でのガス吸脱着過程を測定し、その温度依存性について検討を行った。複数のガスの存在下で長期性能を予測する必要があるVIPにおいて、吸着ガスと非吸着ガスに分離し、非吸着ガスを予め吸着等温線へ加算する手法から、単純な内部圧力変化から長期性能を予測する手法を提案した。ゲッターの吸着等温線は温度と圧力の依存性が確認され、既存の温度と圧力変化からなる長期性能予測へ組み込む手法を提案した。ゲッターを含む長期性能予測法を用いて、測定値と予測値の比較から予測モデルの妥当性を確認した。得られた長期性能予測法を用いて25年間の熱伝導率を予測した。本章で得られた成果は以下の通りである。

- ① 蒸着 EVOH フィルムのガス透過の温度依存性を測定した。温度が 50°C を超えるとガス透過性は増加するが、相対湿度の増加によるガス透過量の変化は殆ど無い事を確認した。
- ② N₂ と Ar のガス透過量は温度の上昇と共に、その透過量はアレニウス則に従った。
- ③ 吸着剤を使用していないVIPのガス分析では、エージング温度の上昇と共に内部の O₂ 量が減少し、CO₂ と H₂ 量が増加した。この結果から、VIP 内部の炭素成分（ガラス繊維のバインダー又はシーラントフィルムのポリエチレン）と O₂ が反応して CO₂ と H₂ が精製された事が示唆されたが、ゲッターを含むVIPでは反応が観測されなかった。
- ④ 吸着等温線の分析により、使用されたゲッターは N₂ の吸着温度依存性があり、吸脱着のヒステリシスが無い事が確認された。また、Ar の吸着量は N₂ の吸着量の 1/1000 以下であり、長期的にみても Ar は殆ど吸着されない事が示唆された。吸着等温線は Multi-Langmuir-model に良く対応し、温度と圧力の依存性を確認した。
- ⑤ ゲッターを含むVIPにおけるガス分圧分析では、ゲッターが有効に働いている期間において Ar の分圧がおよそ 30% に達していた。N₂ は吸着等温線によって平衡するが、Ar は長期的には殆ど吸着されない為、このガスを吸着しないガスとして定義しない場合、Ar の吸着によって実際よりも圧力変化が乏しい予測結果になる事が示唆された。
- ⑥ ゲッター入りVIPの長期性能予測は、ゲッターの吸着能力が主吸着ガスである N₂ の吸着等温線で表され、他の吸着ガスも N₂ の吸着等温線に従う形で計算した。非吸着ガスである Ar は予め吸着ガスの吸着等温線に分圧として加算することで影響を考慮した。この方法から混合ガス存在下における非吸着ガスの影響を考慮した単純なVIP内部の圧力変化

として計算する手法を開発した。この方法では圧力と温度を参照し、式 2-12 から VIP の体積が参照できる為、サイズによらない長期性能予測が可能となった。

- ⑦ ゲッターの吸着特性を考慮した長期性能予測モデルは実測結果と良く一致しており、サイズの異なる VIP でも一定環境下における熱伝導率を予測できることを確認した。この計算では内部の各ガス分圧を無視し、乾燥空気の熱伝導率と圧力の関係式である式(2-8)から熱伝導率を計算した。

単位

λ_{cop}	W/(m×K)	慣例的に表現される VIP 中央部の熱伝導率
λ'_{cop}	W/(m×K)	温度と周囲圧力より変化する VIP 中央部の熱伝導率
$\lambda'_{cop,ini}$	W/(m×K)	製造直後の VIP 内部圧力からなる VIP 中央部の熱伝導率
$\lambda'_{cop,0}$	W/(m×K)	内部圧力が 0 の時の VIP 中央部の熱伝導率
$\lambda_{cop,tot}$	W/(m×K)	乾燥空気圧力変化に伴う VIP 中央部の熱伝導率
λ_s	W/(m×K)	固体熱伝導率
λ_r	W/(m×K)	輻射による熱伝達
λ_g	W/(m×K)	ガス熱伝導率
λ_{cpl}	W/(m×K)	固体と気体の相互作用による熱伝導率
λ_p	W/(m×K)	内部圧力変化に伴う熱伝導率
$\lambda_{ga,0}$	W/(m×K)	大気圧下における VIP のガス熱伝導率
T	K	雰囲気温度
T_{ex}	K	エージング環境温度
T_c	K	熱伝導率測定時の平均温度
M_i	kg/mol	ガス分子量
V_{eff}	kg/m ³	VIP の空隙体積
R_i	J/(K×mol)	気体定数
m_a	g	VIP 空隙に拡散する乾燥空気質量
$m_{all,N2}$	g	VIP へ透過するゲッターに吸着される可能性のあるガスの質量
$P_{a,atm}$	Pa	乾燥空気の大気圧力
P_a	Pa	VIP 内部の乾燥空気圧力
$P_{1/2}$	—	真空中と大気圧の時の VIP の熱伝導率の半分の熱伝導率になる時の圧力 (式 2.6 のフィッティングパラメーター)
$K_{i,total}$	g/(day × Pa × m ²)	VIP 全体のガス透過率
$K_{m,surface}$	g/(day × Pa × m ²)	蒸着フィルム表面のガス透過率
$K_{Al,total}$	g/(day × Pa × m ²)	フィルム端部からのガス透過率 (アルミ箔 VIP のガス透過率に等しい)
W_{ad}	g/g	吸着するガス質量
a_i, b_i, c_i, E_i	—	Multi-Langmuir model におけるフィッティングパラメーター

参考文献

- [1]. H. Schwab, U. Heinemann, A. Beck, H. P. Ebert, J. Fricke. Prediction of service life for vacuum insulation panels with fumed silica Kernel and foil cover. *Journal of Thermal Envelope and Building Science* 28, 357-374 (2005)
- [2]. H. Simmler, S. Brunner. Vacuum insulation panels for building application Basic properties, aging mechanism and service life, *Energy and Buildings* 37, 1122-1131 (2005)
- [3]. E. Wegger, B. P. Jelle, E. Seipe, S. Grynning, A. Gustavsen, R. Baetens, J. V. Thue, Aging effects on thermal properties and service life of vacuum insulation panels, *Journal of Building Physics* 35, 128-167 (2010)
- [4]. M. Bouquerel, T. Duforestel, D. Baillis, G. Rusaouen, Heat transfer modeling in vacuum insulation panels containing nanoporous silicas-A review, *Energy and Buildings* 54, 320-336 (2012)
- [5]. R. Kunic, Vacuum insulation panels – an assessment of the impact of accelerated aging on service life, *Journal of Mechanical Engineering* 58, 598-606 (2012)
- [6]. B. Yrieix, B. Morel, E. Pons, VIP service life assessment: Interactions between barrier laminates and core material, and significance of silica core ageing, *Energy and Buildings* 85, 617-630 (2014)
- [7]. E. Pons, B. Yrieix, S. Brunner. Evaluation of VIPs after mild artificial aging during 10 years: Focus on the core behavior, *Energy and Buildings* 162, 198-207 (2017)
- [8]. A. Batard, T. Duforestel, L. Flandin, B. Yrieix. Modelling of long-term hygro-thermal behavior of vacuum insulation panels, *Energy and Buildings* 173, 252-267 (2018)
- [9]. U. Berardi, M. Nikafkar, S. Wi, S. Kim, Experimental verification of the theoretical aging of vacuum insulated panels, *Journal of Industrial and Engineering Chemistry* 90 ,300-304(2020)
- [10]. J.S. Kwon, C.H. Jang, H. Jung, T.H. Song, Effective thermal conductivity of various filling materials for vacuum insulation panels, *J. Heat and Mass Transfer* 52, 5525-5532 (2009), <https://doi.org/10.1016/j.jheatmasstransfer.2009.06.029>
- [11]. R. Baetens, B.P. Jelle, J.V. Thue, M.J. Tenpierik, S. Grynning, S. Uvsløkk, A. Gustavsen, Vacuum insulation panels for building applications: a review and beyond, *Energy and Buildings* 42 , 147–172 (2010).
- [12]. K. Swimm, S. Vidi, G. Reichenauer, H.-P. Ebert, Coupling of gaseous and solid thermal conduction in porous solids, *Journal of Non-Crystalline Solids* 456 , 114-124 (2017)
- [13]. EBC Annex65 Long-term Performance of Super-Insulation Materials in Building Components and Systems Subtask I (2020)
- [14]. S. Mao, A. Kan, W. Zhu, Y. Yuan, The impact of vacuum degree and barrier envelope on thermal property and service life of vacuum insulation panels, *Energy & Buildings* 209, 109699 (2020)
- [15]. K.E. Wilkes, R.S. Graves, K.W. Childs, Development of Lifetime Test Procedure For Powder Evacuated Panel Insulation, Final Report for CRADA Number ORNL 91-0042, ORNL/M-4997, Oak Ridge National Laboratory (1996)

- [16].D. Ogura, A. Iwamae, T. Tasaka, K. Mabuchi Y. Senda, K. Kugimiya. Prediction on long-term performance of vacuum insulation panels(VIP) using glass fiber core considering differences in hydrothermal environment and size of VIP and influence desiccant, 14th International Vacuum Insulation Symposium (2017)
- [17].ASTM C1484-10 Standard Specification for Vacuum Insulation Panels (2018)
- [18].I. Langmuir. The adsorption of gases on plane surface of glass, mica and platinum, *J Am Chem Soc.* 40,163-172 (1918)
- [19].T Nitta, T. Shigetomi, M. Kuro-oka, T. Katayama. An adsorption isotherm of multi-site occupancy model for homogeneous surface, *Journal of Chemical Engineering of Japan* 17, 39-45 (1984)
- [20].A. C. Jose Silva, A.E. Rodrigues. Multisite Langmuir model applied to the interpretation of sorption of n-paraffins in 5A zeolite, *Ind Eng Chem Res.* 38, 2434-2438 (1999)
- [21].K. N. Son, G. E. Cmarik, J. C. Knox, J. A. Weibel, S. V. Garimella, Measurement and prediction of the heat of adsorption and equilibrium concentration of CO₂ on zeolite 13X, *Journal of Chemical & Engineering* 63, 1663-1674 (2018)
- [22].X. Di, Z. Xie, J. Chen, S. Zheng, Residual gas analysis in vacuum insulation panels (VIP) with glass fiber core and investigation of getter for VIP, *Building and Environment* 186, 107337(2020)
- [23].B. C. Tsai, B.J. Jenkins. Effect of retorting on the barrier properties of EVOH, *Journal of Plastic film & Sheeting* 4, 63-71 (1988)
- [24].Z. Zhang, I.J. Britt, M.A. Tung. Water absorption in EVOH films and its influence on glass transition temperature, *Journal of Polymer Science* 37, 691-699 (1998)
- [25].J. Torres, C. C. Perry, A. J. Wagner, D. H. Fairbrother, Interaction of chlorine radicals with polyethylene and hydrocarbon thin films under vacuum conditions –a comparison with atomic oxygen reactivity, *Surface Science* 543, 75-86 (2003)
- [26].EBC Annex65 Long-term Performance of Super-Insulation Materials in Building Components and Systems Subtask I (2020)
- [27].JIS A 1488 Test method for long term change in apparent thermal conductivity of vacuum insulation panels for buildings (2020)
- [28].理科年表 平成 30 年 第 91 冊, 国立天文台編, 丸善出版, P427

第 3 章

一定環境下におけるグラスファイバーコア VIP の水蒸気透過の温湿度依存性とデシカント飽和予測

3.1. 導入

3.1.1. 研究内容

第 2 章ではデシカントが飽和していない状況における乾燥空気透過の温度依存性、及びゲッターの吸着温度依存性を考慮した VIP の長期性能予測モデルを提案し、一定環境下についてモデルの妥当性を確認した。一方、水蒸気透過に対する性能変化を抑制する為にはデシカントが飽和しないような適切な容量を設計する必要がある。水蒸気透過については従来ラミネートフィルム単体での水蒸気透過率測定(等圧法, ISO-15106-5, JIS-K-7129)[1, 2]、又は高湿環境下での VIP の質量変化より求める[3]。しかしながら、乾燥空気としての圧力が等圧下で行われるラミネートフィルム単体での水蒸気透過率の測定結果は、VIP への水蒸気透過を VIP の質量変化より求める値に比べて大きく低下する傾向が確認されている[3, 4]。この結果は乾燥空気の圧力差が水蒸気の透過へ影響を与える事を示唆しているが、現時点では蒸着 PET 系フィルムで確認されているのみであり、蒸着 EVOH フィルムで検討された事例はない。その為、VIP 内部への水蒸気透過量を十分な精度で予測し、デシカントへの吸着及び容量設計を正しく行う為には蒸着 EVOH フィルムにおいて、乾燥空気圧力として差圧環境下での水蒸気透過特性を把握する必要がある。

一方、VIP の重量変化より水蒸気透過率を求める場合、低湿度環境では質量変化が非常に小さく十分な精度での測定を行うためには数百日の計測が必要になり、測定が困難な場合がある。従って、VIP を用いた水蒸気透過特性の把握を短時間で行う事ができる測定手法の開発が、差圧環境下水蒸気透過率の測定をより簡便に行うために必要不可欠である。

本章では、蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過率を、実際の使用条件で生じる VIP 内外の差圧環境で測定すると共に、特殊な小型温湿度センサーを活用した短時間で水蒸気透過率を測定できる手法を提案し、その妥当性について確認を行う。その結果を用いて、ラミネートフィルムの水蒸気透過の温湿度依存性とデシカントの吸着特性より、VIP への水蒸気透過率の温湿度依存性とデシカント飽和を予測するモデルを提案する。モデルの妥当性については一定環境下で長期性能が測定され、デシカントの飽和が確認された試験体の VIP 内部水蒸気圧と熱伝導率の測定結果との比較により行う。またデシカントが飽和した後の内部水蒸気圧上昇に伴う熱伝導率の変化についても予測するモデルを提案し、上記と併せて妥当性を確認する。

3.1.2. 研究プロセス

本章ではまず VIP の材料の水蒸気吸着特性を測定し、水蒸気透過後の内部における水蒸気の吸着メカニズムを考察する。また、蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過率を一般的な等圧法と VIP の質量変化を水蒸気透過率として求める差圧法の外に、小型温湿度センサーを用いて短時間で水蒸気透過率を求める手法を提案する。新しい水蒸気透過率の測定手法の妥当性を確認し、質量変化と小型温湿度センサーを用いて測定した一定環境下における水蒸気透過率の結果から、蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過率の温湿度依存性を確認する。得られた水蒸気透過率を用いてデシカント飽和後の水蒸気圧上昇による熱伝導率変化の予測が可能かどうか確認した後、デシカント飽和の予測を含めた一定環境下における長期性能予測モデルと実測値の比較から妥当性を確認する。

以下に研究手順を示す。

1. 材料の物性値取得

等圧法によるラミネートフィルムの水蒸気透過率の計測を行う。

VIP 内部の材料の水蒸気の吸着量を求めるために、デシカント、ゲッター、グラスファイバー芯材、シーラントフィルムの蒸気吸着等温線の計測を行う。

1. ラミネートフィルムの水蒸気透過量の測定（質量法）

VIP 内外の圧力差を考慮した水蒸気透過量を求めるため、VIP の重量変化を計測し水蒸気透過量を算出する。

2. ラミネートフィルムの水蒸気透過量の短時間での測定手法の開発と水蒸気透過量の測定

VIP 内部に封入可能な温湿度センサーを搭載した VIP の内部相対湿度測定による水蒸気透過量と質量法との比較を行う。

3. 水蒸気圧増加に伴う熱伝導率変化の確認

デシカント飽和後の熱伝導率変化について、水蒸気圧増加に伴う熱伝導率変化の関係について実測値と比較して熱伝導率のパラメーターを決定する。

4. 一定環境下でのデシカント飽和予測と、飽和後の熱伝導率変化の予測

以上の流れに沿って、実際の使用条件で生じる VIP 内外の差圧環境で特殊な小型温湿度センサーを活用した短時間での水蒸気透過率測定手法の妥当性確認、及び蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過の温湿度依存性を確認し、デシカント飽和の予測モデルの妥当性を確認する。

3.2. 基礎理論

3.2.1. 乾燥空気と水蒸気による混合気体の熱伝導率変化

一般的に複合ガスの熱伝導率は、構成する気体のモル分率 x_i と、それぞれの熱伝導率 λ_i と、混合ガスの粘性係数の比に関係するパラメータ Φ によって表される[5]。 M_α, M_β は混合気体における各気体の分子量を表す。

$$\lambda_{gas,mix} = \sum_{\alpha=1}^N \frac{x_\alpha \lambda_\alpha}{\sum_\beta x_\beta \Phi_{\alpha\beta}}, \Phi_{\alpha\beta} = \frac{1}{\sqrt{8}} \left(1 + \frac{M_\alpha}{M_\beta}\right)^{-\frac{1}{2}} \left[1 + \left(\frac{\mu_\alpha}{\mu_\beta}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_\beta}{M_\alpha}\right)^{\frac{1}{4}}\right]^2 \quad (3-1)$$

この際、純粋な気体個別の粘性係数 μ_i と混合気体におけるモル分率を用いて混合気体の熱伝導率を式(2-4)のように単純な足し算から相互作用を考慮した形に変える必要がある。水蒸気圧上昇による熱伝導率($\lambda_{p,wv}$)を乾燥空気と同様に、大気圧下での熱伝導率 $\lambda_{wv,0}$ と真空下と大気圧下の熱伝導率の半分の熱伝導率になる時の圧力を表すフィッティングパラメータ $P_{1/2,wv}$ によって、式(3-2)のように表す。

$$\lambda_{p,wv} = \frac{\lambda_{wv,0}(T)}{1 + P_{1/2,wv}/P_{wv}} \quad (3-2)$$

従って、乾燥空気の圧力 (P_a)の上昇によって増加する熱伝導率 (λ_{pa}) と、と水蒸気圧 (P_{wv})の上昇によって増加する熱伝導率 (λ_{wv}) が変化する時の混合気体の影響で変化する熱伝導率は、式(3-1)を用いて以下の式で与えられる。

$$\lambda_{gas,mix} = \left(\frac{x_{pa} \lambda_{pa}(T)}{(x_{pa} \Phi_{pa,pa} + x_{pa} \Phi_{pa,pwv})} + \frac{x_{pwv} \lambda_{pwv}(T)}{(x_{pwv} \Phi_{pwv,pa} + x_{pwv} \Phi_{pwv,pwv})} \right) \quad (3-3)$$

乾燥空気変化による熱伝導率変化のパラメータは2.4.1節にて得られている。本章で水蒸気圧増加に伴う熱伝導率変化のパラメータを実測値と比較する事で決定し、式(3-3)式から乾燥空気及び水蒸気の圧力を考慮した熱伝導率変化を式(2-6)のように熱伝導率を並列計算では無く圧力の変化にともなう熱伝導率の変化の式とすると、式(2-8)を混合気体の熱伝導率として表現し、以下の式で与えられる。

$$\lambda_{cop,tot} = \lambda'_{cop,0} + \lambda_{gas,mix}(T_c) \quad (3-4)$$

3.2.2. 水蒸気透過率

水蒸気透過量は VIP 全体の質量変化より求める事ができる[3, 6]。この時、乾燥空気の透過に伴う質量変化は水蒸気透過による質量変化に比べて非常に小さい為無視できる。VIP へ透過する全水蒸気量 m_{wv} は空隙へ拡散する水蒸気 m_{void} とデシカントや材料へ吸着する質量 m_{adsorb} に分ける事ができ、式(3-5)で与えられる。

$$m_{wv} = m_{void} + m_{adsorb} \quad (3-5)$$

水蒸気透過の時間変化は内外の圧力差によって決定される。水蒸気透過が全て内外の水蒸気圧差のみで駆動すると仮定すると、外気の水蒸気圧 $P_{wv,atm}$ を用いて式(3-6)で水蒸気透過率が与えられる。

$$\frac{d(m_{void} + m_{adsorb})}{dt} = K_{wv}(P_{wv,atm} - P_{wv}) \quad (3-6)$$

$$K_{wv} = \frac{dm_{wv}}{dt \cdot \Delta P_{wv}} \quad (3-7)$$

質量変化を水蒸気透過率 K_{wv} と水蒸気圧差 ΔP_{wv} を用いて表すと次式となる。

$$m_{wv} = \int_0^t K_{wv} \cdot \Delta P_{wv} dt \quad (3-8)$$

熱伝導率の測定環境下では透過した水蒸気が吸着等温線に従って各材料に分配され、空隙に拡散する水蒸気量が増える。しかし、既往研究において VIP を恒温槽に静置し、その時の VIP の内部相対湿度の測定値とその後熱伝導率の測定環境下に取り出した後の VIP 内部の相対湿度の測定値は殆ど変わらない事が示唆されている[6]。これは建築環境温度領域における芯材のグラスファイバーの蒸気吸着等温線の温度依存性が小さいという点と、空隙に拡散する水蒸気量が芯材やラミネートフィルムの内側のフィルム（ポリエチレン）の吸着量に対して非常に小さい為、芯材の吸着量の変化から内部相対湿度の変化に与える影響が非常に小さい事に起因すると考えられ、熱伝導率測定環境下における飽和水蒸気圧を $VP_{sat,\lambda med}$ とし、水蒸気透過試験環境下での VIP の内部相対湿度を RH_{VIP} とし、水蒸気透過試験を行う熱伝導率測定環境における内部水蒸気圧を $P_{wv,\lambda med}$ とすると、以下の式より与えられる。

$$P_{wv,\lambda med} = RH_{VIP} * \frac{VP_{sat,\lambda med}}{100} \quad (3-9)$$

3.2.3. デシカントの水分吸着量が飽和に達した後の VIP の質量変化と内部圧力変化

デシカントの水分吸着量が飽和に達した後（デシカント飽和後）の空隙に拡散する水蒸気は、状態方程式に従い、式(3-10)で与えられる。

$$\frac{dm_{void}}{dt} = \frac{M_{wv} \cdot V_{eff}}{R \cdot T} \cdot \frac{dP_{wv}}{dt} \quad (3-10)$$

この時、VIP 内部の水蒸気圧 P_{wv} は VIP 内部の材料へ水蒸気が吸着し、平衡した時の圧力を表す。従って、材料へ吸着する質量の時間変化は、材料の蒸気吸着等温線に従って式(3-11)で与えられる。

$$\frac{dm_{adsorb}}{dt} = m_{dry} \cdot \frac{dW}{dt} \quad (3-11)$$

ここで m_{dry} は内部の材料の乾燥状態における質量を表し、 W は蒸気吸着等温線で与えられる。この時の内部の材料は芯材とフィルム内側のシーラント層が該当する。蒸気吸着等温線から与えられる材料への吸着挙動は内部の温度(T)・水蒸気圧(P_{wv})によって決定されるが、相対湿度の関数とすると、次のように表される。

$$\frac{dW}{dt} = \frac{\partial W}{\partial h} \cdot \frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial W}{\partial h} \cdot \frac{\partial h}{\partial P_{wv}} \cdot \frac{\partial P_{wv}}{\partial t} + \frac{\partial W}{\partial h} \cdot \frac{\partial h}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3-12)$$

一定温度環境下の場合、右辺第二項が0となり、 $\partial h / \partial P_{wv}$ 飽和水蒸気圧を P_{wvs} 用いて $1/P_{wvs}$ と表す事ができる為、

$$\frac{dW}{dt} = \frac{\partial W}{\partial h} \cdot \frac{1}{P_{wvs}} \cdot \frac{\partial P_{wv}}{\partial t} \quad (3-13)$$

と表す事ができる。従って、式(3-6,10,12)より、デシカント飽和後の内部水蒸気圧の時間変化は次の式で与えられる。

$$P_{wv} = P_{wv,atm} - (P_{wv,atm} - P_{wv}) \exp\left(-\frac{K_{wv}}{\frac{M_{wv}V_{eff}}{RT} + \frac{\partial W}{\partial h} \cdot \frac{m_{dry}}{P_{wvs}}} t\right) \quad (3-14)$$

3.2.4. 蒸気吸着等温線

多孔質建材の水蒸気吸着等温線は Pavlik らによって体系化されている[7]。Brunauer ら[8]が提案した BSB (Brunauer–Skalny–Bodor)モデルは、相対湿度が高い場合を除いて、この範囲の測定値と良く対応しており、Frenkel ら[9]と Halsey ら[10]と Hill ら[11]が考案した HFF (Frenkel–Halsey–Hill)モデルは、相対湿度が高い場合に正確であることがわかっている。BSB モデルと FHH モデルはそれぞれ、式(3-15)と(3-16)で表される。

$$C_s = \frac{ck\theta}{(1-k\theta)[1+(c-1)k\theta]} \cdot C_s^{sat} \quad (3-15)$$

$$C_s = \left(-\frac{K}{\ln\theta}\right)^{1/\rho} \cdot C_s^{sat} \quad (3-16)$$

C と k と C_s^{sat} は各計算手法におけるフィッティングパラメーターである。 θ は相対湿度を表す。HFF モデルのフィッティングパラメーターである K は正の係数で、 ρ は吸着材と吸着物の相互作用に関わるフィッティングパラメーターである。

3.3. 実験手法

3.3.1. 蒸気吸着等温線

VIP 内部の材料における水蒸気吸着量は定容法における装置(BelsorpMaxII, MicrotracBEL, Japan)を用いて行った(図 3.1)。吸着測定は芯材であるグラスファイバー、フィルム内側に面するポリエチレンシーラント、デシカント、ゲッターの4種の測定を行った。グラスファイバーとフィルムは吸着温度依存性があるかどうか確認する為に 10°C、23°C、35°Cの条件で相対圧 0~0.99 の範囲で測定し、50°Cの条件は測定時に試験管内部で水蒸気が凝縮する可能性があった為、相対圧 0.5 まで測定した。デシカントとゲッターについては 23°Cの条件で測定した。各材料の測定条件と前処理条件を以下表 3.1 に示す。試験体の重量は蒸気吸着量が適切に測定できる 0.1 以上で 1.0g 以下の範囲とした。全ての試験体は 3 回ずつ測定され、その平均値が解析の為に理論式との比較に用いられた。



図 3.1. 蒸気吸着測定装置 (BelsorpMaxII)

表 3.1.

蒸気吸着量の測定に用いられた材料と測定条件

材料	前処理条件	前処理時間(h)	測定条件(°C)
グラスファイバー	210°C/Vacuum	2	10, 23, 35, 50
ポリエチレンフィルム	80°C/Vacuum	2	10, 23, 35, 50
デシカント (CaO)	180°C/Vacuum	4	23
ゲッター(Getter1)	350°C/Vacuum	4	23

3.3.2. 水蒸気透過率の測定

VIP における水蒸気透過率の測定方法は一般に式(3-8)からなる質量変化の測定によって求める事ができる。ラミネートフィルムのみでの測定方法として、①等圧法[1,2]及び②差圧法[12,13]が測定手法として規格化されているが、等圧法による測定結果は差圧法で得られた測定結果に対

して透過率が低く出る事が示唆されている[3, 4]。これはVIPへの水蒸気の透過が、樹脂フィルムへ浸透した水蒸気分子の拡散だけでなく、蒸着層の欠損部等から特異的に透過する水蒸気が一量存在する事で、差圧環境下で透過率が増加すると考えられている[4]。蒸着 EVOH フィルムにおいてこの傾向を確認された事例は無く、確認が必要である。本節では既往研究と同様の測定手法である①等圧法（フィルム単体での測定）、②差圧法（VIPの重量変化での測定）に加えて短期間で差圧環境でのVIPへの水蒸気透過率を測定できる③小型センサーを用いた水蒸気透過測定手法について述べる。

3.3.2.1. 等圧法によるラミネートフィルムの水蒸気透過率の測定

等圧法によるフィルム単体での水蒸気透過率を測定する為に、等圧法の測定装置(MOCON社製, Aquatran)を用いてフィルムの水蒸気透過率を測定した。測定概念については図3.2に示す通り、フィルムを隔てて水蒸気圧差をつけ、透過量が一定になる時の水蒸気透過量を算出する。この時フィルム両側の乾燥空気圧力は標準大気圧であり、等圧法と呼ばれる。測定条件やサンプルサイズは以下表3.2の通りである。

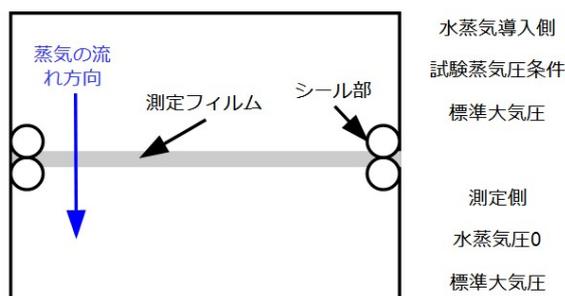


図 3.2. 水蒸気透過率測定（等圧法）測定概念図

表 3.2.

水蒸気透過率測定に用いたサンプルと測定条件

測定条件	35°C80%RH
サンプル	蒸着フィルム
サイズ	100mm x 100mm
測定向き	保護層方向からシール層方向

3.3.2.2. 差圧法による VIP の重量変化での水蒸気透過率の測定と外気水蒸気圧依存性の確認

差圧法による水蒸気透過率について、外気の水蒸気圧がフィルムの水蒸気透過率に与える影響を明らかにする為、同水蒸気圧下で異なる温湿度における VIP の熱伝導率変化と重量変化を測定した。熱伝導率はデシカントが飽和するかどうかの確認の為に行われ、重量変化は水蒸気透過量を質量変化より求める為に行われた。尚、乾燥空気質量は水蒸気透過質量に比べて極めて少ない為、重量変化を水蒸気透過量として測定する。50°C環境においては同じ温度で比較する為、50°C70%RH 環境を追加した。試験体は全て恒温恒湿槽の一定環境に静置され、一定期間毎に質量及び熱伝導率を測定した。試験に用いた VIP 及びエージング条件は表 3.3 の通り。また試験体に用いた VIP を図 3.3 へ示す。

表 3.3.

試験体構成とエージング条件

VIP サイズ	Size G: thickness 10 mm × wide 495 mm × length 495 mm (C90)※1
芯材および密度	グラスファイバー(平均繊維径 4.5μm) 210 (kg/m ³)
$P_{1/2}$	342 (-)
水分吸着材(Desiccant)	20g
ガス吸着剤(Getter)	-
フィルム構成※2	ハイブリッドタイプ(Film A:アルミ箔フィルム, Film B:蒸着フィルム) アルミ箔タイプ(Film A:アルミ箔フィルム, Film B:アルミ箔フィル)
エージング条件	23°C50%RH(1405※3), 35°C25%RH(1406), 35°C80%RH(4501), 50°C Dry(0), 50°C36%RH(4444), 50°C70%RH(8641)
熱伝導率測定条件	Lower Plate: 13°C / Upper Plate 33°C meant:23°C
試験体数	各 3 枚

※1：VIP の 4 隅の 90mm 分を斜め 45°Cカットし、8 角形とした試験体（図 3.3 へ示す

※2：表 2.1 と同構成

※3：外気の水蒸気圧



図 3.3. 差圧法（重量変化）の実験に用いた VIP 外観

3.3.2.3. センサーを活用した短時間での水蒸気透過率の推定方法

外気の温湿度に対する水蒸気透過の依存性を確認する為に、低湿度環境での測定が必要となる。既往研究[3, 6]でもわかる通り、VIP 用フィルムは非常に高いガス・水蒸気バリア性を有している為重量変化量が乏しい。従って、質量変化から低湿度域における水蒸気透過率を短時間で推定するのは難しいと考えられる。そこで、新しい水蒸気透過の測定方法として VIP 内部に水蒸気量を測定できる特殊な小型センサー[14,15]を挿入し、デシカントを封入していない試験体を用いて、透過した水蒸気による内部相対湿度の変化を測定した。センサーの構成は図 3.4 及び 3.5 に示す通りである。また、センサーの構成図と VIP への挿入した状態を図 3.6 及び 3.7 へ示す。

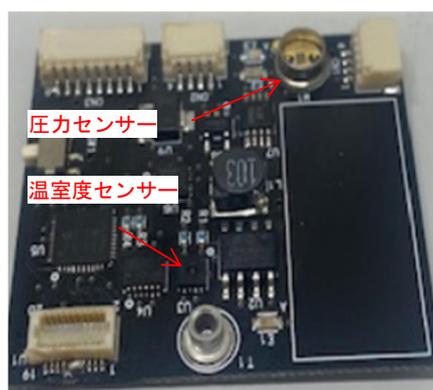


図 3.4. センサー外観



図 3.5. 無線送信機、バッテリーを搭載した外観

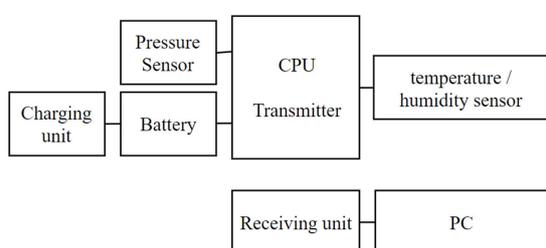


図 3.6. センサー構成



図 3.7. センサー挿入時の VIP 表面状態

センサーは圧力センサー(TK1501, KODENSHI, Japan)及び温湿度センサー(SHT35, Sensirion, Switzerland)が基板に一体型で実装されており、基板外形は 35mm 角である。その上に無線送信機とバッテリーを備え、電磁誘導方式の非接触給電部を備えている。センサーは厚さ 2mm のステンレス容器に包まれ、VIP 内外の圧力差によって破損が無いように保護した。容器を含めた総厚は 12mm であった。無線送信機の送信周波数帯は 1GHz 未満であり VIP 表面の金属層によって通信距離が減衰するもののデータ受信に問題は見られなかった。無線送信機のアンテナの一部をステンレス容器外へ出す事によって、ステンレス容器による通信障害を回避した。センサーは一定時間非接触給電によって充電後、センサーからの出力値を PC に接続したレシーバーユニットへ送信し、送信されたデータは専用ソフトウェアで出力値を表示した。

3.3.2.4. VIP 内部の温湿度センサーによる水蒸気透過率の測定方法の妥当性の確認

温湿度センサーを用いた内部相対湿度変化の測定によるラミネートフィルムの水蒸気透過率の測定方法の提案とその妥当性を確認する為、以下の手順で温湿度センサーの妥当性を確認した。ここでは VIP 内にデシカントやゲッターを封入しない場合を考える。この場合のラミネートフィルムの透過水蒸気量 m_{all} は、VIP 内部における、グラスファイバーコアへの水蒸気吸着量である $W_{ad,GW}$ 、ラミネートフィルムのポリエチレンへの水蒸気吸着量である $W_{ad,PE}$ 、VIP 内空隙中の相対湿度 RH の3つの状態で存在することから、全ての材料の水蒸気量を相対湿度の関係式で表す事ができる。それらを考慮した関係から、下記の式(3-17)で表すことができる。

$$m_{all} = m_{dry,GW} * W_{ad,GW} + m_{dry,PE} * W_{ad,PE} + \frac{V_{eff}}{R'T} * P_{swv} * \frac{RH}{100} \quad (3-17)$$

この式を元に、以下の手順で VIP 内部の温湿度センサーを用いた水蒸気透過量を求める。

なお、試験体や測定条件は表 3.4 にまとめた。

1. デシカントやゲッター入れず、センサーと芯材のみを入れた VIP を作製する
2. 一定環境下で内部相対湿度を定期的に測定する
3. 式(3-17)を用いて内部相対湿度変化の測定値、フィルムと芯材の吸着等温線と状態方程式からフィルムを透過した全水蒸気量を計算する。
4. 質量変化の測定値と比較し、透過水分量が質量変化と一致するかどうかを確認する。

上述の通り、グラスファイバーコアとポリエチレンへの水蒸気吸着は温湿度に対して可逆的な反応を示す為、ある水蒸気の平衡圧力に対して吸着量と空隙への拡散量から透過全水分量が計算できる。

表 3.4.

センサー妥当性確認の為の実験に用いた試験体構成とエージング環境条件

VIP サイズ (mm ³)	サイズ A: 厚さ 15 × 幅 390 × 長さ 670
芯材/密度	グラスファイバー(平均繊維径 4.5μm), 210(kg/m ³)
水分吸着材 (g)	-
ゲッター材 (g)	-
フィルム構成	ハイブリッドタイプ(Film A:アルミ箔フィルム, Film B:蒸着フィルム) アルミ箔タイプ(Film A:アルミ箔フィルム, Film B:アルミ箔フィル)
エージング条件	23°C90%RH, 35°C80%RH
試験体数	各 3 枚

3.3.3. VIP 内部の温湿度センサーを用いた異なる温湿度環境下での VIP 内部相対湿度変化測定

センサーの妥当性確認後、VIP 内部の相対湿度変化を測定し、ラミネートフィルムにおける水蒸気透過率の温湿度依存性を確認した。VIP の試験体と VIP のエージング条件を表 3.5 に示す。実験期間を早める為、デシカントを封入せずに実験を行った。初期持ち込み水分量によって内部水蒸気圧が上昇しないよう、各材料は 1 晩デシカント入りのビニール袋に入れて保管し、製造工程で所定の前処理条件でベーキングを行った。この時水蒸気圧上昇による熱伝導率の影響を確認する為、熱伝導率測定を所定のタイミングで行った。熱伝導率測定条件は表 3.3 に示すこれまでと同様の測定条件で行われた。

表 3.5.

透過率の温湿度依存性確認に用いた試験体構成とエージング環境条件

VIP サイズ(mm ³)	サイズ A: 厚さ 15 × 幅 390 × 長さ 670
水分吸着材 (g)	-
ゲッター材 (g)	-
フィルム構成	ハイブリッドタイプ(Film A:アルミ箔フィルム, Film B:蒸着フィルム)
エージング条件	23°C, 35°C, 50°Cの 3 温度条件で 50%RH, 80%RH, 90%RH
試験体数	各 3 枚

3.4. 実験結果

3.4.1. 等圧法による水蒸気透過率の測定結果

3.3.2.1 節の条件に従って、水蒸気透過率測定装置（MOCON 社製 Aquatran）を用いた水蒸気透過率の測定結果を表 3.6 に示す。本測定結果は次節以降において 35°C80%RH 下で VIP の質量変化を測定した結果から得た水蒸気透過率と比較を行う。

表 3.6.

蒸着フィルムの水蒸気透過率の測定結果

サンプル No	No1	No2	No3	平均
水蒸気透過率 (mg/(m ² ・day))	4.25	5.56	4.55	4.79

3.4.2. 蒸気吸着等温線の測定結果と理論モデルとの比較

ここでは、デシカントやゲッターの蒸気吸着等温線の測定結果から、VIP 内部へ透過した水蒸気がどのように分配されるか考察を行い、式(3-15,16)に示した理論モデルで行っている近似の妥当性について検討を行う。デシカントは化学反応によって水蒸気を吸着させる為、本来他の材料と吸着機構が異なり、また吸着した水蒸気は通常的环境条件では脱着しない点に注意が必要である。ここでデシカントやゲッターへの蒸気吸着の非定常的な挙動を示す吸着速度は十分速いものとして考慮せず、平衡状態を表す吸着等温線を比較することで VIP 内部のそれぞれの材料の吸着状態の湿度による変化の結果について検討を行う。

3.4.2.1. デシカントとゲッターの蒸気吸着等温線

酸化カルシウムから構成されるデシカントと、ゼオライトから構成されるゲッターの蒸気吸着等温線の測定結果を図 3.8, 3.9 に示す。図中の getter powder は造粒前のゲッターを、getter granule は造粒後のゲッターを表す。図よりゲッターとデシカントの蒸気吸着等温線を比較すると、造粒前のゲッターに比べて造粒後は蒸気吸着量が大きく上昇していることが分かる。この結果は造粒によって成型される非晶性細孔内に蒸気吸着された為と考えられる。酸化カルシウムは水蒸気の吸着に伴う化学変化によって重量の 32%の水蒸気を吸着する事ができる。測定値を確認すると、デシカントは重量当たりの飽和吸着量の 60% (0.192g/g) が相対湿度 0.05%以下で吸着され、その後、デシカントの飽和吸着量である 0.32g/g は相対湿度 0.4%以内に吸着された。その後の相対湿度 0.4%以降のデシカントへの水蒸気吸着は化学反応が終わった後の吸着になり、物理的に材料表面へ付着する水蒸気を表すと考えられる。相対湿度 0.4%以下の時、ゲッターの造粒部 (granule) への水蒸気吸着が認められたが、乾燥空気吸着に重量な造粒前のパウダーへの吸着が見られなかった。その為、デシカントとゲッターの両方がある場合は、透過した水蒸気はまずデシカントに吸着され、一部ゲッターの造粒部に吸着されるが、その量は非常に小さく、乾燥空気

の吸着部位への影響は無い事が示唆された。しかし、相対湿度 0.4%以上のデシカント飽和後あるいはデシカントがない場合は、ゲッターに水蒸気が吸着される。ゲッターに水蒸気が吸着し始めると、乾燥空気吸着能が低下する為、デシカント飽和にならないようなデシカントの容量設計が非常に重要であると考えられる。なお、デシカントの異なる温度（10℃、35℃）における吸着量は 23℃と同等であり、温度依存性は小さい。

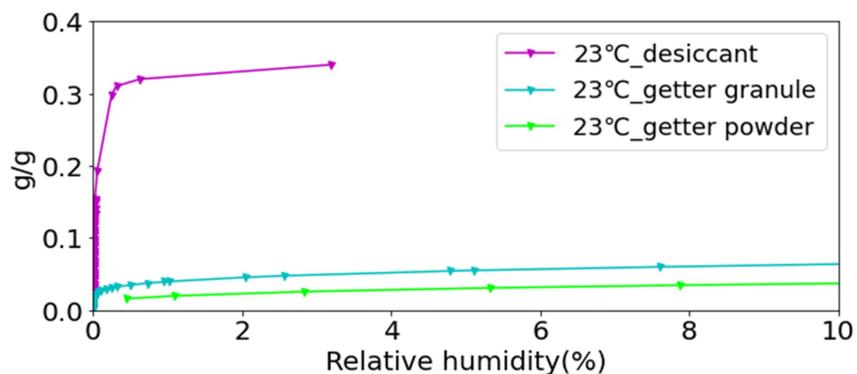


図 3.8. ゲッターとデシカントの蒸気吸着等温線

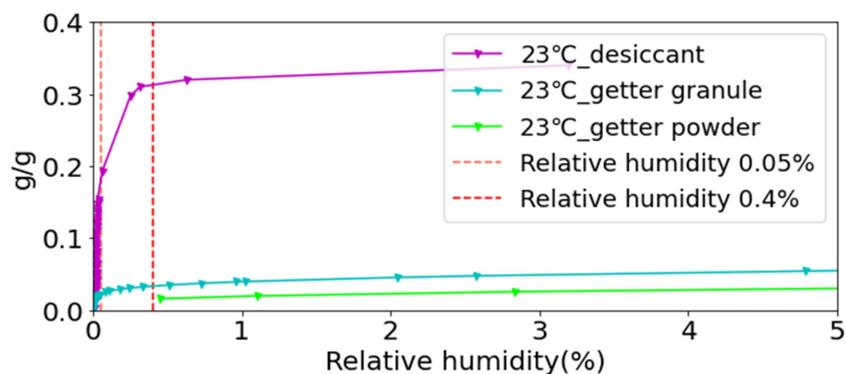


図 3.9. 低湿度領域におけるゲッターとデシカントの蒸気吸着量比較

3.4.2.2. グラスファイバーコアとポリエチレンシーラントの蒸気吸着等温線

次にグラスファイバーコアの蒸気吸着量の測定結果を図 3.10 に示す。10°Cから 50°Cにかけて全ての条件で吸着等温線に差は見られなかった。実測と計算値は式(3.14)から成る BSB モデルを用いてフィッティングを行った結果、実測値と良く対応した結果を得た。

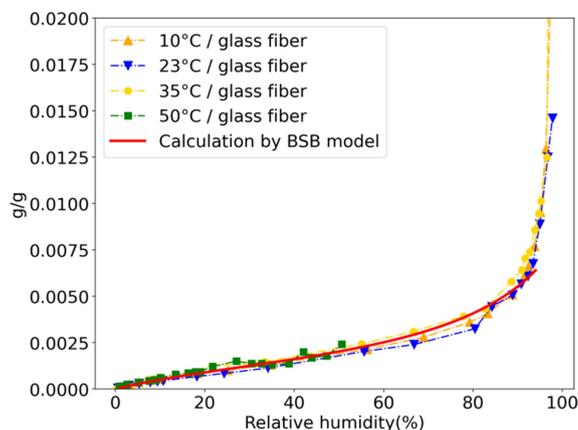


図 3.10. グラスファイバーコアの各温度での蒸気吸着等温線と解析値の比較

次にポリエチレンフィルムの蒸気吸着量の測定結果を図 3.11 に示す。グラスファイバーコアと同じで、ポリエチレンフィルムの蒸気吸着量も 10°Cから 50°Cにかけて大きな差は見られなかった。フィッティング低湿度域で精度の良い式(3.16)から成る FHH モデルを用いた。60%より高い相対湿度域では吸着量が多めに出てしまうが、デシカント飽和後の水蒸気吸着を見る為であれば高相対湿度域のデータはあまり必要にならない事、透過した水蒸気の多くはグラスファイバーへの吸着が予想される為、本モデルでの解析結果をポリエチレンフィルムの吸着等温線として用いた。実装と解析値は 60%RH 以下において良く一致した。

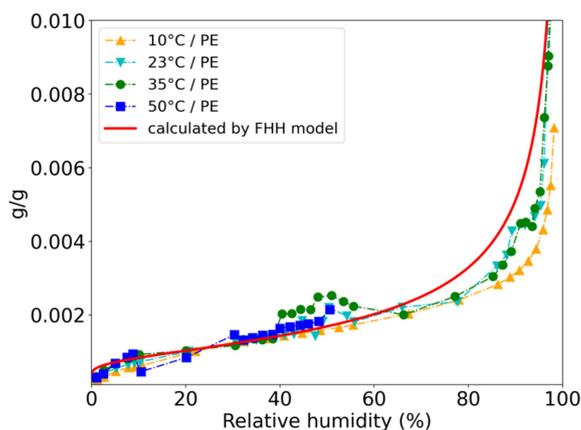


図 3.11. ポリエチレンフィルムの各温度での蒸気吸着等温線と解析値の比較

3.4.2.3. デシカント飽和前後の各材料への蒸気吸着

デシカント、グラスファイバー、ポリエチレンの各材料の相対湿度に対する吸着量を比較した結果を図 3.12 へ示す。

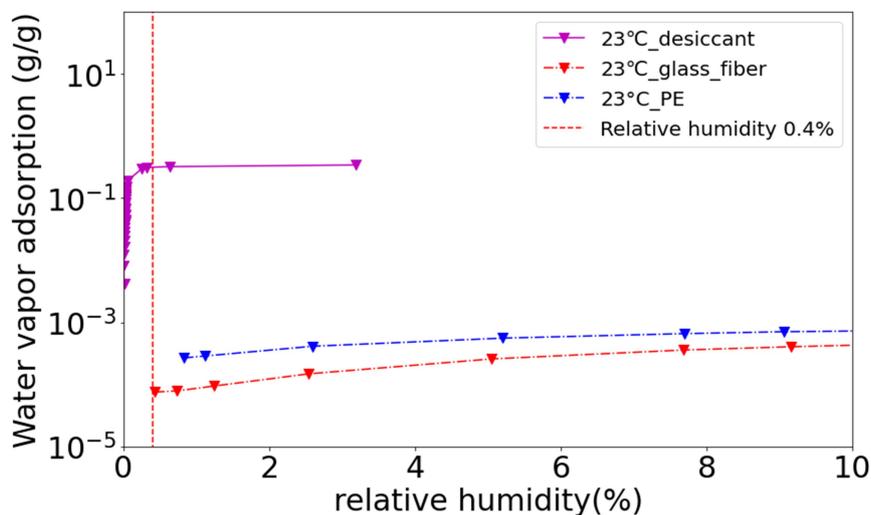


図 3.12. デシカント、ポリエチレン、グラスファイバーコアの吸着等温線比較（測定値）

図より、絶乾からデシカント飽和後までに、芯材が水蒸気を吸着している量は非常に小さい。従って、芯材・フィルムを構成しているポリエチレン両方への蒸気吸着の開始が殆どデシカントの飽和後であることが確認された。以上のようにデシカントの極低湿度域における吸着力は非常に強く、内部相対湿度のわずかな変化で吸着量が大きく変化する。しかし、デシカントの飽和までの相対湿度の範囲(0~0.4%)では、グラスファイバーコア、ポリエチレンフィルム、Getterの各材料の蒸気吸着が非常に小さいことから、デシカントの飽和後以上の相対湿度から各材料に蒸気が吸着するものと扱う。また、デシカントが飽和するまでの相対湿度の変化が非常に小さいことから、デシカントの吸着等温線は理論吸着量まで内部相対湿度を0と扱う。以上を踏まえてデシカント飽和までの蒸気吸着量のモデル化を行ったグラスファイバーコアの吸着等温線、及びポリエチレンフィルムの吸着等温線を比較した結果を図 3.13 に示す。

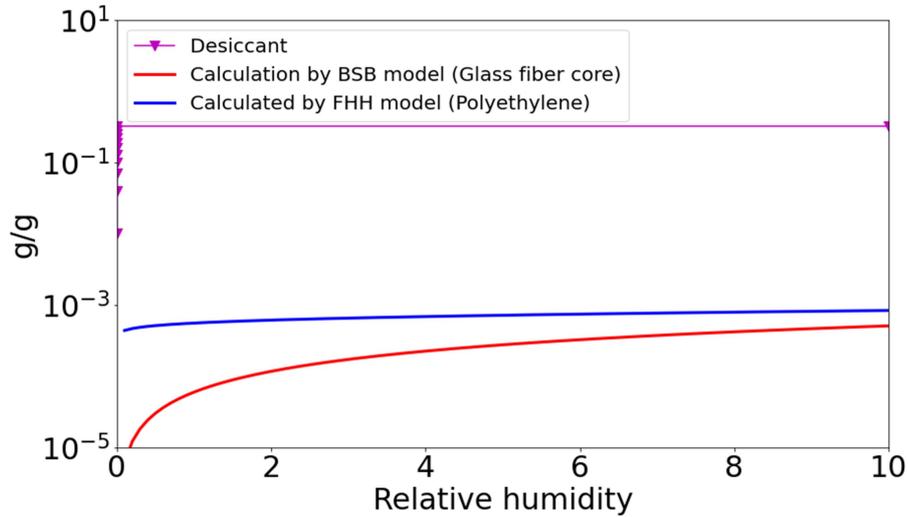


図 3.13. デシカント、グラスファイバーコア、ポリエチレンフィルムの吸着等温線比較（計算値）

なお、本論文ではこのようにデシカントの理論吸着量まで内部相対湿度を0とするようなモデルを扱うが、デシカントの吸着力が弱く、グラスファイバーコアやポリエチレンと同様に吸着量が相対湿度に強く依存する場合は、吸着等温線のモデルを適応する必要がある。その場合、式(3-14)においてデシカントの吸着等温線を考慮したモデルとする事で、内部相対湿度の変化に伴う熱伝導率変化を計算する事が可能になると考えられる。しかし、デシカントの吸着力が弱い場合はゲッターへ水蒸気が吸着する事で、本来乾燥空気が吸着することを想定している吸着部を水蒸気が占有してしまい、乾燥空気の吸着量を小さくさせてしまう可能性がある。従って、建築用途等の長期性能が求められる用途の場合、本実験で用いたようなデシカントの吸着力が他の材料と比べて高く、各材料の蒸気吸着が始まる前に理論吸着量に到達するような材料を選定すべきであると考えられる。

3.4.3. 水蒸気透過率の水蒸気圧依存性の確認

表 3.1.に示す試験体を 4 つの恒温槽条件に静置させ、質量変化と熱伝導率変化を測定した。測定結果を図 3.14 と図 3.15 に示す。熱伝導率変化はデシカントの飽和を確認する為、質量変化は水蒸気透過率を求める為に測定された。アルミ箔タイプの試験体は 35°C80%RH($P_{wv,atm} = 4501Pa$)で重量変化と熱伝導率変化を約 250 日測定したが、重量は殆ど変化が見られなかった。このことから、アルミ箔タイプの VIP は端部から水蒸気の浸透が殆ど起こらない事が示唆された。一方ハイブリッドタイプでは同水蒸気圧下で異なる相対湿度条件で測定が行われた。23°C50%RH($P_{wv,atm} = 1405Pa$)及び 35°C25%RH($P_{wv,atm} = 1404Pa$) の 2 条件においては質量変化が共に確認できなかった。35°C80%RH($P_{wv,atm} = 4501Pa$)と 50°C36%($P_{wv,atm} = 4444Pa$)では質量変化が見られなかったものの、35°C80%RH では 800 日で約 5g の質量変化を示し、同水蒸気圧下であっても温湿度の違いによって水蒸気透過が起こる事がわかった。50°C70%RH($P_{wv,atm} = 8641$)は同温度における透過量を比較する為に用いられ、こちらの条件でも水蒸気透過が確認された。熱伝導率は 50°Cの各条件、35°Cの各条件で変化量に差がみられず、相対湿度が乾燥空気透過へ与える影響は非常に小さいと確認でき、この結果は図 2.5 にも示された通り乾燥空気透過率における相対湿度の影響が低いという結果をフォローする。一方 50°C70%RH では 350 日程度から急激な熱伝導率の上昇が見られ、デシカントが飽和した事による内部水蒸気圧の増加と考えられる。

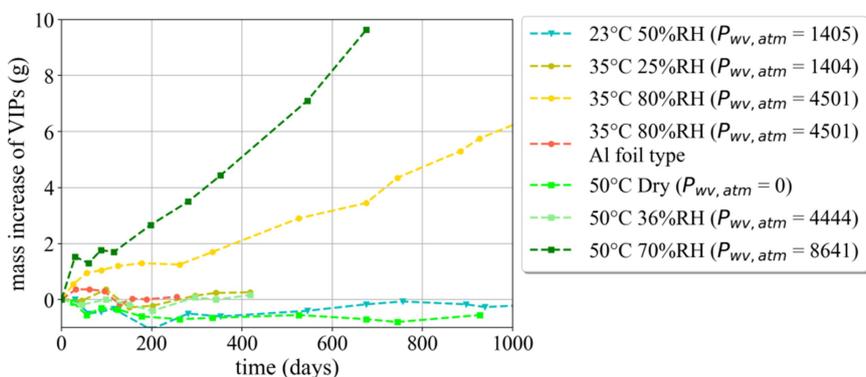


図 3.14. 質量変化

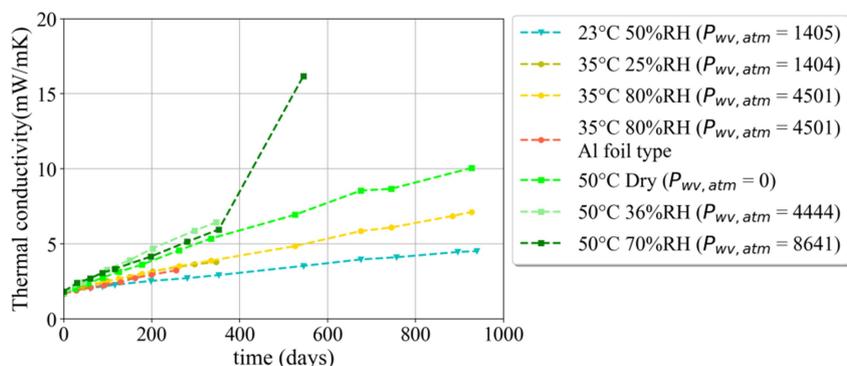


図 3.15. 熱伝導率変化

3.4.4. 差圧法による温湿度センサーを用いた水蒸気透過率の測定方法の妥当性

温湿度センサーによる測定精度を確認する為に、一定環境下で質量変化を測定し、センサーの測定値を用いて計算される透過量を比較した。実験中の様子を図 3.16 に示す。また、質量変化を図 3.17 に、温湿度センサーから得られた相対湿度変化量を図 3.18 に示す。35°C80%RH の試験体は表面の吸着水分による重量測定誤差が大きく、長期期間のデータが取得できているサイズ A（厚さ 15mm x 幅 390mm x 長さ 670mm）のセンサー無し試験体の結果を用いて比較を行い、23°C90%RH の試験体はセンサー入り VIP を用いて重量変化と内部相対湿度測定が行われた。



図 3.16. 恒温槽内に静置された試験体と、センサーへの充電及びデータを受信の様子

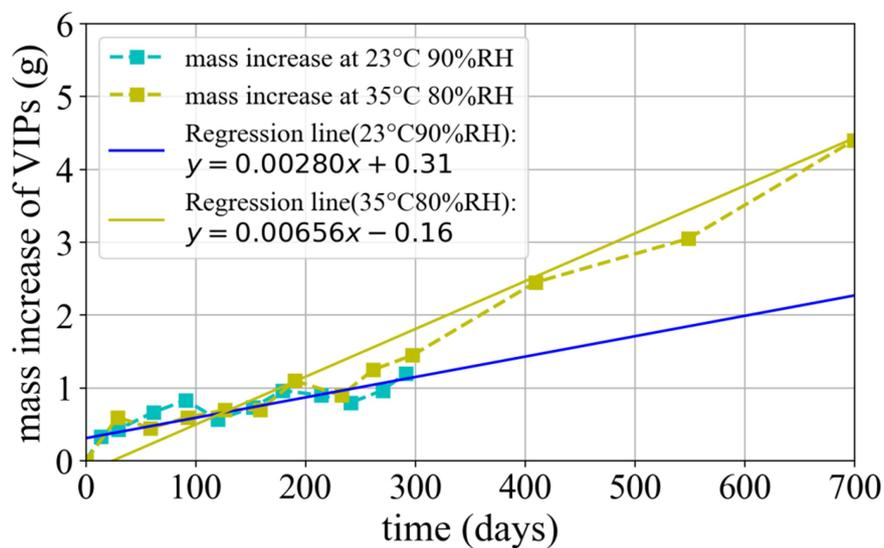


図 3.17. VIP の質量変化

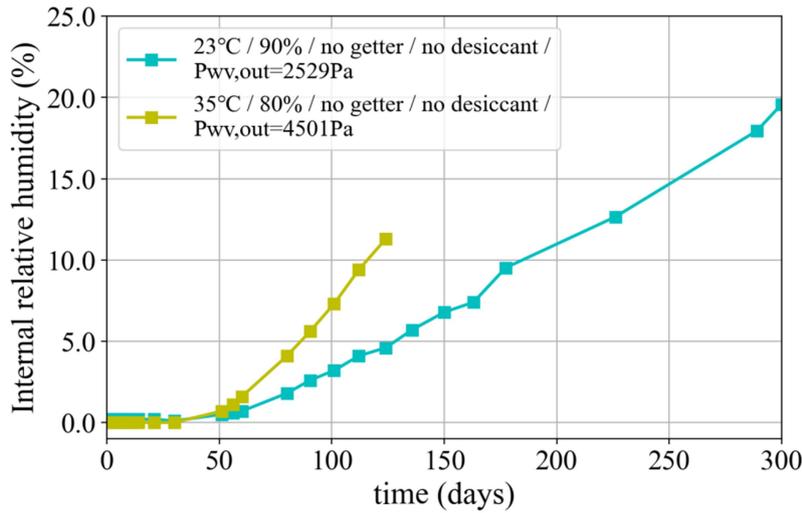


図 3.18. センサー入り VIP の内部相対湿度変化

VIP の内部相対湿度は最初数十日の間 0 を示していた。その後 35 日目前後より徐々に相対湿度が上昇し、その後一定の速度で相対湿度は増加した。初期から内部相対湿度が変化なかった要因としては、フィルムの含水率が平衡に達した為徐々に内部に水蒸気が透過し始めたと考えられる。これらは材料乾燥時に発生する材料間の誤差である。また、質量変化の測定結果から各相対湿度条件において質量は 1 次関数に従って増加する事を確認した。質量の時間変化が一定である事は、水蒸気の透過が一定環境下でデシカントが飽和しない領域では一定であることを示している。しかしながら、実験開始後の重量増加は不安定であり、重量による水蒸気透過率の推定には時間がかかる事が考えられる。これらの試験結果に加え、蒸気吸着等温線の結果を用いて、水蒸気透過量を推定した。この時、フィルムの水分量が平衡に達した状態を 0 日と仮定し計算した結果を図 3.19 に示す。

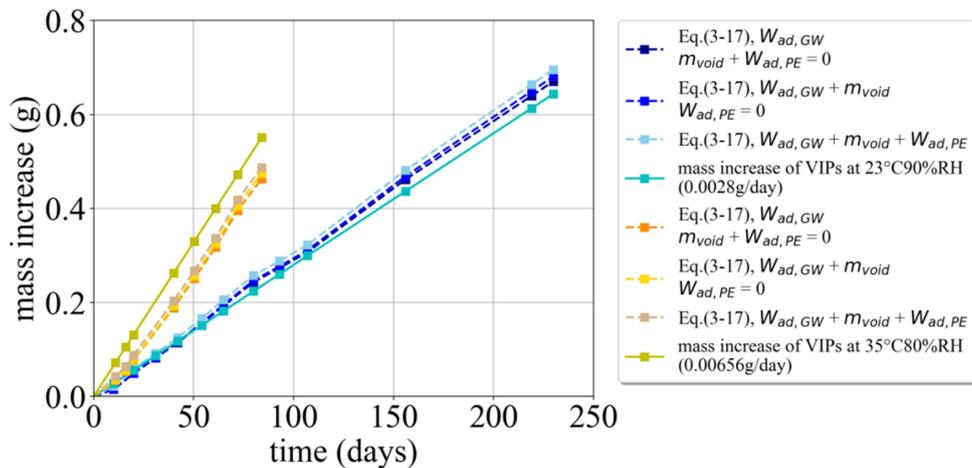


図 3.19. センサー指示値から計算された水蒸気透過量と、質量変化量の比較

同試験体である 23°C90%RH の質量変化量 (0.0028g/day) に対し、グラスファイバー芯材の吸着量 ($W_{ad,GW}$) 及びポリエチレンフィルムの吸着量 ($W_{ad,PE}$) 空隙水分量 (m_{void}) の変化量はほぼ一致した。また計算結果において空隙の水分量、及びポリエチレンフィルムへの吸着量は計算結果に大きな影響を与えない事も確認され、多くがグラスファイバー芯材へ吸着される事がわかった。これらの結果から、センサーの相対湿度の出力値から VIP への水蒸気透過量を測定する手法は、質量変化を測定する手法で得られる水蒸気透過率と比べて差が無いと考えられる。また、材料の吸着等温線の比較よりデシカント飽和後の VIP における透過した水蒸気の殆どがグラスファイバー芯材へ吸着されることがわかった。本試験法を用いる事で、長時間かかっていた差圧環境での水蒸気透過率を短時間で求める事が出来る可能性がある。

3.4.5. ラミネートフィルムの水蒸気透過による VIP 内部の小型温湿度センサーを用いた VIP 内部相対湿度の測定結果

水蒸気透過の温湿度依存性を確認する為に、前節で妥当性を確認した差圧法による VIP 内部の温湿度センサーを用いた水蒸気透過率の測定方法と 3.3.3 節の測定条件に従って、異なる温度湿度環境下での内部相対湿度の時間変化を測定した。測定結果を図 3.20 に示す。

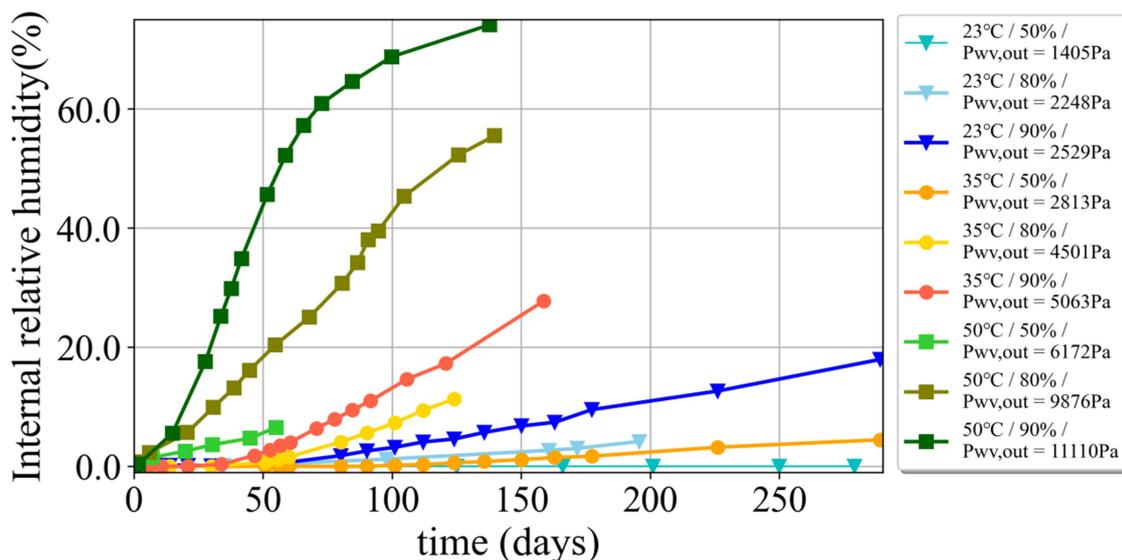


図 3.20. 内部相対湿度変化測定

23°C50%RH では内部相対湿度の変化が確認できなかった。相対湿度の上昇に伴って水蒸気透過量は増加したが、23°C90%RH においては低い水蒸気圧条件で 35°C50%RH よりも水蒸気透過量が大きい事がわかった。更に、50°C50%RH における相対湿度の増加量は 35°C90%RH よりも大きく、こちらも高い水蒸気圧下であるにもかかわらず、VIP 内部の相対湿度増加率が低い事が確認された。これらの傾向から、真空断熱材の水蒸気透過において相対湿度の影響が水蒸気圧より

も強い事が示唆された。また、蒸着フィルムに水蒸気透過率が相対湿度に強い影響を受ける要因としては EVOH の影響も考えられる。EVOH は相対湿度に対して高い透湿度依存性を有し、57°C にガラス転移温度がある事から、温度における樹脂の強度変化も建築環境において発生する可能性がある。従って、水蒸気透過の依存性が外気水蒸気圧差では無く温湿度に強く依存している可能性が示唆された。この実験で熱伝導率変化も測定され、水蒸気圧増加に伴う熱伝導率変化の確認に 50°C80%RH 及び 90%RH の条件の結果が用いられた。結果は 3.7 節に掲載する。

3.5. 水蒸気透過率の内外圧力差の影響と温湿度依存性の検討

これまで測定してきた実験データより、蒸着 EVOH を用いた VIP において、乾燥空気として内外圧力差のある環境下で等圧法試験と比べて水蒸気透過率がどのように対応しているのか確認する。重量変化から水蒸気透過率を求める計算は式(3-7)を用いた。内部相対湿度変化のデータより水蒸気透過率を求める計算は、式(3-17)より全体の質量変化を吸着等温線より算出し、その後式 3-7 より水蒸気透過率を計算した。

3.5.1. 等圧法と差圧法による VIP を用いて測定された水蒸気透過率の比較

既往研究で示されている通り[3,4]、水蒸気透過率は差圧環境下で等圧下よりも増加する傾向が確認されている。今回用いた EVOH 系蒸着フィルムにおいて、等圧法で測定した水蒸気透過率と VIP より求めた水蒸気透過率に差があるかどうか確認した。比較結果を表 3.7 へ示す。

表 3.7.

各実験による水蒸気透過率比較 $K_{wv}(g/(m^2 \cdot day \cdot P_{wv,atm}))$

等圧法測定結果 (3.4.1 節実験結果より)	VIP 内部相対湿度変化 (3.4.3 節実験結果より)	VIP 質量変化 (3.4.4 節実験結果より)
1.064 E-06	4.289 E-06	4.528 E-06

各実験条件の比較において、VIP の質量変化と内部相対湿度変化については図 3.19 にも示した通り測定値が概ね一致した。しかし、等圧法を用いた測定結果は VIP を用いた測定値に対して約 1/4 の透過量となった。この結果より、EVOH を基材に用いたフィルムにおいても、既往研究のような乾燥空気の圧力として差圧がある環境において、等圧下の環境下よりも水蒸気透過率が増加する事が示唆された。従って、VIP のフィルムにおける水蒸気透過率をフィルムのみ等の等圧法環境下で測定する手法は、水蒸気透過率を甘く見積もる結果に繋がり、透過水蒸気量を少なく見積もる可能性がある。これはデシカント飽和日数を実際よりも長く見積もる結果に繋がり、建築環境下に VIP の施工を想定した際に計算よりもデシカントが早く飽和し、必要な断熱性能が得られない可能性がある。

3.5.2. 重量変化及び相対湿度変化より求めた水蒸気透過率と温湿度依存性

23°C50%RH と 50°C70%RH に対応する透過率は図 3.14 に示す質量変化より求め、他の条件については図 3.20 に示す内部相対湿度変化より計算した。計算結果を表 3.8、図 3.21 に示す。

表 3.8.

水蒸気透過率 K_{wv} ($g/(m^2 \cdot day \cdot P_{wv,atm})$) 計算結果

Temperature (°C)	Relative humidity 50%	Relative humidity 70%	Relative humidity 80%	Relative humidity 90%
23	2.518 E-07	-	1.829 E-06	3.544 E-06
35	1.195 E-06	-	4.289 E-06	5.046 E-06
50	2.230 E-06	4.572 E-06	5.047 E-06	1.046 E-05

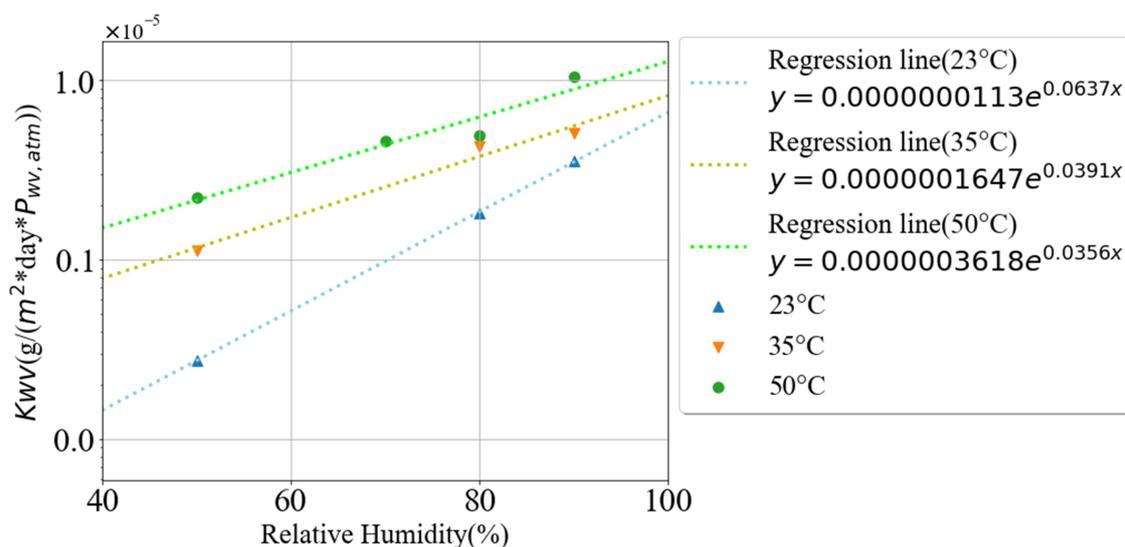


図 3.21. 各温湿度における水蒸気透過率と相対湿度依存性の近似式比較

各温度における水蒸気透過率の実測値はアレニウス式 ($y = a * \exp(-E/RT)$) で近似を行った。図 3.21 より 23°C、35°C、50°Cのそれぞれの条件で近似式と実測値と対応することが確認された。従って、それぞれの温度条件において、水蒸気透過率が相対湿度に対してアレニウス式に従って増減する事がわかった。図 3.21 における各温度における相対湿度依存式の各係数(a, -E/R)が温度に対してどのような対応関係にあるか、それぞれの係数に対して温度の逆数をプロットした結果を図 3.22 及び 3.23 へ示す。

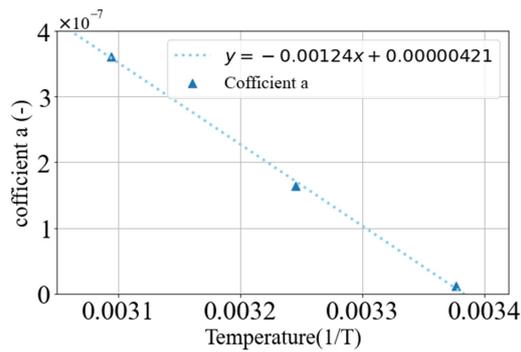


図 3.22. 係数 a の温度依存性

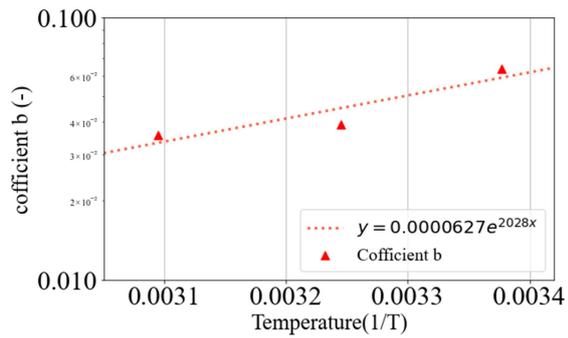


図 3.23. 係数 b の温度依存性

係数 a は一次関数、係数-E/R は指数関数に従って温度の逆数に対する正の相関が確認された。従って、実験に用いた EVOH 系蒸着フィルムにおける水蒸気透過率は相対湿度と温度の関数として次式で表す事ができる。

$$K_{wv} = (-1.24 * 10^{-3} + 4.21 * 10^{-6}) * \left(\frac{1}{T}\right) * e^{(6.27 * 10^{-5} * \exp^{2028/T}) * RH} \quad (3-18)$$

3.6. デシカント飽和後の内部水蒸気圧増加の予測

デシカントが飽和した後に内部水蒸気圧の上昇が一定環境下で予測できるかどうかを確認するため、3.2 節で提案した予測モデルである式(3-14)及び 3.5 節で得られた水蒸気透過率 K_{wv} を用いて一定環境下における水蒸気透過率を計算する。その値から内部の相対湿度変化に式(3-9)より換算することで相対湿度の時間変化を計算する。その後 3.4.5 節の相対湿度変化の実測値を予測できるかどうかにより、予測モデルの妥当性を確認する。表 3.9 に計算条件を示す。

表 3.9.

内部水蒸気圧増加の計算条件

VIP サイズ (mm ³)	サイズ A: 厚さ 15 × 幅 390 × 長さ 670
t, 計算間隔 (h)	1
K_{wv}	式(3-18)に準ずる
$P_{wv,atm}$	各実験の外気水蒸気圧条件
初期内部水蒸気圧 (Pa)	0
計算対象条件	50°C50%, 80%, 90%

解析対象は 3.4.5 節における 50°C50%RH, 80%RH, 90%RH の 3 つの内部相対湿度の測定データとした。VIP 内部の相対湿度の計算結果と測定結果の比較を図 3.24 に示す。実線が各温湿度条件下における VIP の内部相対湿度上昇量を表しており、図 3.20 より引用した。

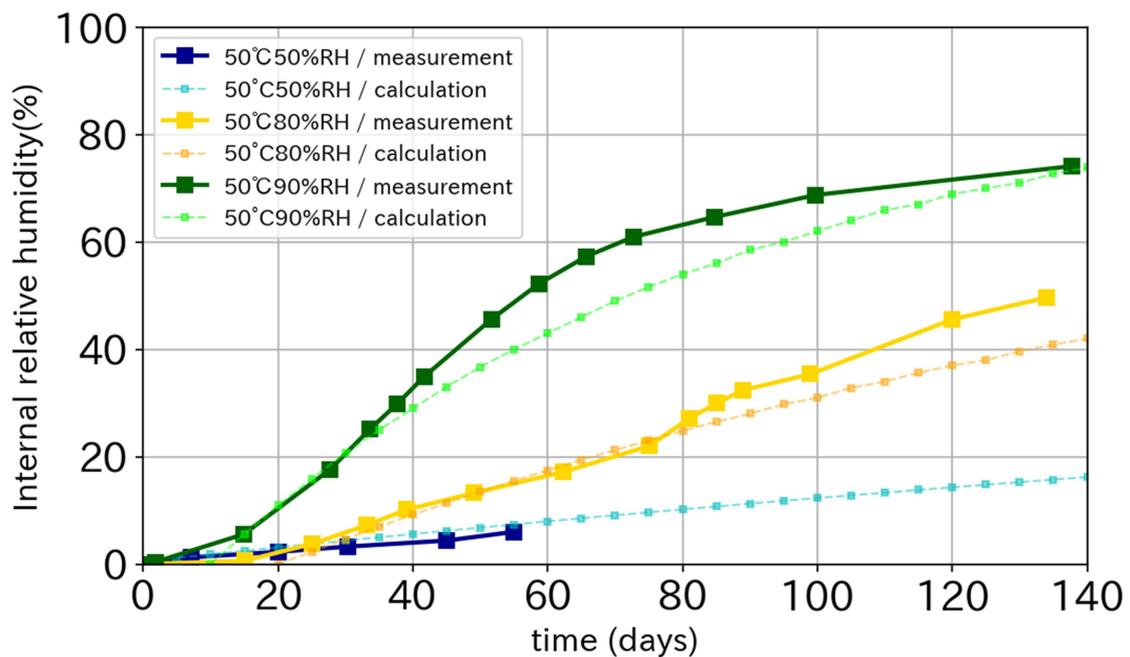


図 3.24. 水蒸気圧差による水蒸気透過量の計算値と実測値の比較

図より、各条件において、水蒸気透過量と計算値は比較的良好一致を示していることが分かる。内外の水蒸気圧力差が徐々に小さくなるにつれて相対湿度変化量が減少しており、本結果は乾燥空気として差圧環境がある中で水蒸気透過の影響は水蒸気圧差で決定されることを示している。従って、乾燥空気として差圧環境がある中で、等圧法に比べて水蒸気透過量の絶対値は増えるものの、水蒸気透過の変化は内外水蒸気圧差に依存する事を確認した。

3.7. 水蒸気圧増加による熱伝導率変化の推定

デシカント飽和後に VIP 内部の相対湿度が上昇した際の、内部相対湿度変化における熱伝導率変化には、3.2.1 節で述べた乾燥空気と水蒸気による混合気体の熱伝導率変化におけるパラメーターを実験により決定する必要がある。ここでは、パラメーターを決定する為に 3.3.3 節に示す通り内部相対湿度を測定したサンプル（3.4.5 節参照）を用いて測定された熱伝導率を推定できるかどうか確認した。推定プロセスは以下の手順に従って行った。

1. 50°Cにおける乾燥空気透過における熱伝導率変化を式(2-9)より求める。
2. 圧力センサーで測定された内部相対湿度値から式(3-14)より内部水蒸気圧変化を求める。
3. 乾燥空気透過による圧力上昇+内部水蒸気圧変化を、式(3-4)からなる混合気体の熱伝導率の式より計算する。
4. 実測値(センサー入り試験体, 3 試験体平均値)と比較し、式(3-2)における適切なフィッティングパラメーターを決定する。

5. 決定されたフィッティングパラメーターを用いて異なる温湿度条件で熱伝導率の実測値の推定を行い、妥当性を確認する。

50°C90%RHの一定の環境条件下における熱伝導率の変化の測定値と計算値の比較を図3.25に示す。なお、フィルムの平衡含水率に到達するまでは水蒸気圧上昇が起こらない為、その影響を考慮する為に、計算では5日で平衡に達したと判断し、実測値と比較した。

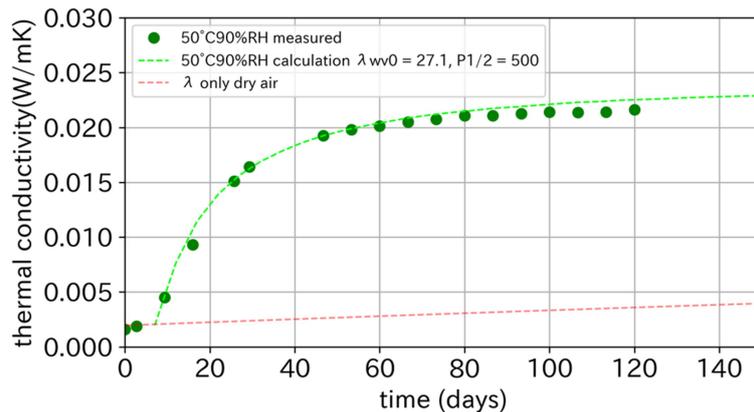


図 3.25. 水蒸気圧上昇による熱伝導率変化の実測値と解析値の比較 (50°C90%RH)

図より、熱伝導率変化の実測値に対し、水蒸気の熱伝導率 $\lambda_{wv0} = 27.1$ (mW/(m×K)),フィッティングパラメーター $P_{wv,1/2} = 500$ (-)の時、実験データに対して解析値が良く一致した事を確認した。このフィッティングパラメーターを用いて同様に50°C80%RH環境下におけるデシカントを封入していないVIPの熱伝導率変化の測定値を推定できるかどうか、比較結果を図3.26に示す。測定の50°C80%ではフィルムの含水状態が6日で平衡に達したと判断し、実測値と比較した。

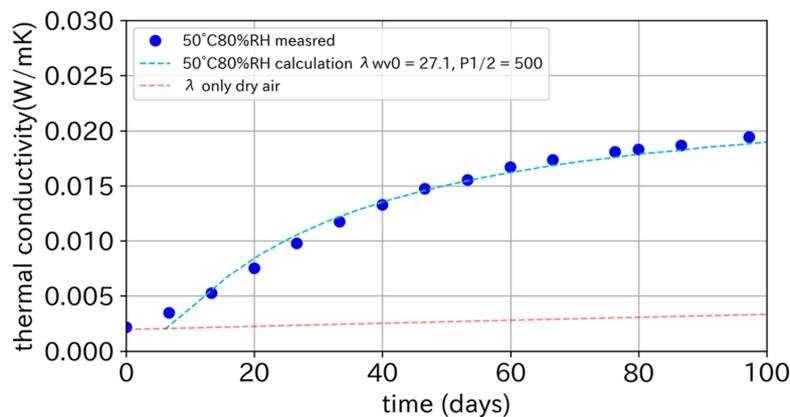


図 3.26. 水蒸気圧上昇による熱伝導率変化の実測値と解析値の比較 (50°C80%RH)

図より、実測値と解析値が概ね一致している事が分かる。従って式(3-4)において乾燥空気と水蒸気の混合気体の熱伝導率を気体のモル分率と粘性係数と圧力から求める手法はよく実験値を説明できることを確認した。次節では、デシカント飽和後の熱伝導率をここで決定したパラメータを用いて解析を行う。

3.8. デシカント飽和予測

3.4.2 節より、水蒸気透過後はデシカントが飽和するまで水蒸気を吸着し、その後蒸気吸着等温線に従って透過した水蒸気が分配するモデルを考える必要がある。従って、まずデシカントの飽和日数を透過水蒸気量とデシカントの理論吸着量の比較から求め、その後式(3-14)に従って内部水蒸気圧の上昇を計算した。計算の流れは以下の通りである。

①透過水蒸気量の算出

ある面積Aの蒸着フィルム面へ透過する1日当たりの水蒸気量は、内外の水蒸気圧差と透過面積と水蒸気透過率 K_{wv} より以下の式で与えられる。

$$m_{wv} = K_{wv} * A * (P_{wv,atm} - P_{wv}(0)) \quad (3-19)$$

②デシカント飽和日数の算出

デシカントが飽和すると理論吸着量よりも透過水蒸気量(m_{all})が多くなる為、以下の式で飽和日数を算出する。

$$m_{ac} - m_{wv} * day < 0 \quad (3-20)$$

③デシカント飽和後の内部相対湿度変化

デシカントが飽和すると、内部の材料へ水蒸気の吸着が始まり、吸着等温線に従って水蒸気がVIP空隙中へ拡散される、従って内部水蒸気圧は内部相対湿度の変化より求める事ができ、内部相対湿度変化は式(3-17)及び(3-20)より

$$m_{wv} * day - m_{ac} = m_{dry,GW} * W_{ad,GW} + m_{dry,PE} * W_{ad,PE} + \frac{V_{eff}}{R'T} * P_{svp} * \frac{RH}{100} \quad (3-21)$$

と表す事ができる。内部相対湿度の時間変化を求めた後、式(3-14)より水蒸気圧を算出する。この水蒸気圧変化を式(3-4)へ代入し、熱伝導率の時間変化を求める事ができる。3.4.2 節の50°C70%RHにおけるVIPの熱伝導率変化において、デシカントの飽和による熱伝導率の急激な上昇が確認されている。この飽和日数を式(3-20)より求め、飽和後の内部水蒸気圧変化は式(3-14)より算出した。乾燥空気の透過量は50°C Dryにおける透過量を式(2-9)より求めた。実測値と計

算値の比較を図 3.27 に示す。計算においてデシカントの量は 10%の封入誤差を考慮して計算を行い、搭載量誤差 0%を実線で示した。50°C70%RH に実験結果に加え、35°C80%RH の環境で約 3 年半エージングされた試験体の乾燥剤飽和過程を予測する事とした。試験体は表 3.1 に示す構成で、50°C70%RH のサンプルと同じものを用いた。また乾燥材飽和は試験体誤差が大きい事から、各サンプルの熱伝導率測定結果の誤差範囲（標準偏差）を加えて評価した。

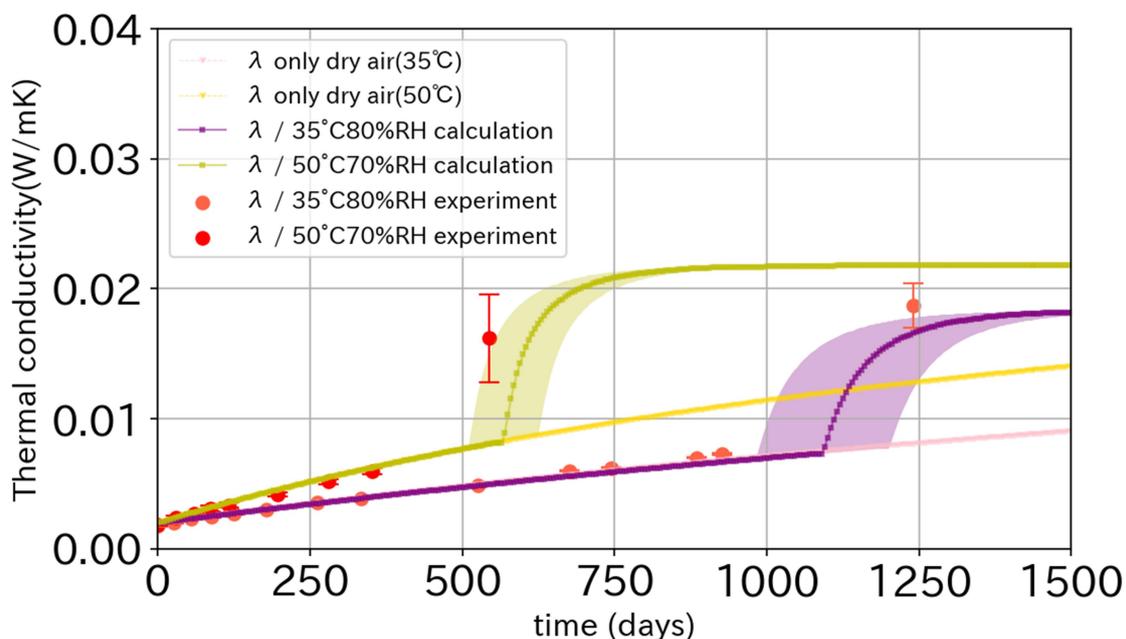


図 3.27. 50°C70%,35°C80%RH 環境下における VIP の熱伝導率変化とデシカント飽和予測

デシカント飽和後の熱伝導率変化が実測値と比べ良く一致している事から、2つの条件においてデシカント飽和日数も正しく予測できていると考えられる。乾燥材の飽和時の熱伝導率の誤差が大きくなっている理由として、フィルムの持つ初期含水率の差であると考えられる。センサーを入れていない試験体において、高湿度条件下で内部水蒸気圧の上昇が抑えられている結果が得られており、フィルムの保有水分量が平衡になるまで内部に水蒸気が透過しない事が示唆されていた。従って、材料間の保有水分量に差がある事で、飽和日数に差がでた可能性が考えられる。しかしながら、飽和までサンプルの熱伝導率は誤差も殆ど無く安定している事、初期含水率は評価が困難な事から、フィルムが平衡状態であるという前提でデシカント飽和予測を行う事がデシカント飽和日数を過大評価しない事につながると考えられる。

3.9. 第3章のまとめ

本章ではグラスファイバーコア VIP におけるデシカントや蒸着 EVOH の材料の特性を考慮した水蒸気透過モデルを提案し、その妥当性とデシカント飽和日数を予測できるか検討した。グラスファイバーコア VIP の水蒸気透過とデシカント飽和予測について、各材料の水蒸気吸着特性

を調べ、フィルムの透過率については小型圧力センサーに搭載された温湿 dry,度センサーを用いた新しい手法の提案を行った。内部の相対湿度の計測値と、そこから求まる VIP 内部の芯材とラミネートフィルムの水蒸気吸着量からフィルムの水蒸気透過量を求め、重量計測から求める既存の手法による求まる水蒸気透過量と比較することで測定手法の妥当性を確認した。本章で得られた成果は以下の通りである。

1. グラスファイバー、ポリエチレンフィルムの蒸気吸着等温線と内部相対湿度の測定値より、VIP 内部材料においてグラスファイバーは高い水蒸気吸着量を占めており、VIP 空隙へ拡散する水蒸気の量は非常に少なく、更にフィルムの影響は極めて小さい事がわかった。
2. デシカントは相対湿度 0.4%で理論吸着量に至り、その間造粒部を除く乾燥空気吸着部であるゲッター及びグラスファイバーとポリエチレンフィルムに水蒸気の吸着は見られず、測定下限値以下であることが示唆された。
3. 小型圧力センサーに搭載した温湿度センサーを用いた水蒸気透過量の測定の妥当性を、質量変化と比較する事で確認した。これまで VIP の質量に対して水蒸気透過量が非常に少ない低湿度環境等において、数百日程度かかっていた差圧環境下における質量測定から求める水蒸気透過率の測定を、数十日程度に短出できる可能性が示唆された。
4. 小型圧力センサーに搭載した温湿度センサーを用いて、VIP 内部の相対湿度変化より水蒸気透過量を計算した。計算結果は水蒸気の透過は水蒸気圧差によって駆動する事が確認された。既往研究と同様に、等圧法の結果より高い水蒸気透過率が得られ、EVOH フィルムにおいても差圧環境下では水蒸気透過量が増加する事が確認された。
5. EVOH を用いた蒸着フィルムにおいて、水蒸気透過は一定温度環境下における相対湿度依存性がアレニウス則に従う事が確認された。また得られた関係式の各係数に温度の依存性が確認され、水蒸気透過率を温湿度依存の関係式でまとめる事ができた。
6. 実験によって決定した水蒸気透過率と、水蒸気の圧力変化の予測式を用いてデシカント飽和過程と熱伝導率変化の予測を行った。実測値と計算値は良く一致しており、得られたモデルの妥当性が示唆された。デシカント飽和日数にはフィルムの初期含水率差によって内部へ拡散する水蒸気量に差が出てくる事が示唆された。しかしながらフィルムの含水率を吸着としてみなすには初期状態差が大きく、高湿度環境下では数日で飽和する事が示唆されている事から、デシカント飽和予測はフィルムが測定環境条件下で飽和した状態を初期条件として計算する事が推奨される。

上記の結果より、グラスファイバーコア VIP における一定環境下における EVOH 蒸着フィルムにおける水蒸気透過の温湿度依存性、デシカント飽和予測、飽和後の熱伝導率変化が予測できる事が示唆された。本章では水蒸気透過率として 23°C から 50°C の範囲で確認した為、23°C より低い温度や 50°C よりも高い温度についての水蒸気透過率はアレニウス則に従うとして計算する必要がある。異なる条件ではセンサーを用いた短時間での透過率測定手法が確立された為、容易に確認が行えると考えられる。

単位

$\lambda_{gas,mix}$	W/(m×K)	混合気体の熱伝導率
x_i	mol/mol	モル分率
Φ_i	Pa×s	粘性係数
$\lambda_{p,wv}$	W/(m×K)	水蒸気の熱伝導率
$\lambda_{wv,0}$	W/(m×K)	大気圧下における VIP の水蒸気による熱伝導率
λ_{cop}	W/(m×K)	VIP 中央部の熱伝導率
$\lambda'_{cop,ini}$	W/(m×K)	VIP 製造直後の初期熱伝導率
$\lambda'_{cop,0}$	W/(m×K)	圧力 0 における VIP の熱伝導率
$P_{1/2,wv}$	-	真空中と大気圧の時の VIP の水蒸気による熱伝導率の半分の熱伝導率になる時の圧力 (式 3-2 のフィッティングパラメーター)
P_{wv}	Pa	VIP 内部の水蒸気圧
$P_{wv,atm}$	Pa	外気の水蒸気圧
$P_{wv,\lambda med}$	Pa	熱伝導率測定環境における水蒸気圧
$VP_{sat,\lambda med}$	Pa	熱伝導率測定環境における飽和水蒸気圧
P_{wvs}	Pa	飽和水蒸気圧
RH_{VIP}	%RH	水蒸気透過測定環境下における VIP 内部の相対湿度
W	g/g	VIP 内部の材料の総蒸気吸着量
$W_{ad,GW}$	g/g	グラスファイバーの蒸気吸着量
$W_{ad,PE}$	g/g	ポリエチレンシーラントの蒸気吸着量
C_s	g/g	材料の蒸気吸着量
C, k, C_s^{sat}	-	式 3-フィッティングパラメーター
θ	%RH	相対湿度
m_{wv}	g	VIP へ透過した水蒸気量
m_{void}	g	VIP の空隙に拡散している水蒸気量
m_{adsorb}	g	VIP の内部の材料に吸着している水蒸気量
m_{ac}	g	乾燥材の理論吸着量
K_{wv}	g/(day × Pa × m ²)	水蒸気透過率

T	K	雰囲気温度
M_i	kg/mol	ガス分子量
V_{eff}	kg/m ³	VIP の空隙体積
R_i	J/(K×mol)	気体定数
A	m ²	VIP の表面積

参考文献

- [1]. JIS-K-7129-5, プラスチック-フィルム及びシート-水蒸気透過度の求め方 第 3 部電解質センサ法 (2019)
- [2]. ISO-15106-3,Plastics-Film and sheeting-Determination of water vapour transmission rate-Part 3: Electrolytic detection sensor method (2003)
- [3]. E. Pons, B.Yrieix, L. Heymans, F. Dubelley, E. Planes, Permeation of water vapor through high performance laminates for VIPs and physical characterization of sorption and diffusion phenomena, *Energy and buildings* 85, 604-616 (2014), <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.032>
- [4]. A. Batard, T. Duforestel, L. Flandin, B, Yrieix, Prediction method of the long-term thermal performance of Vacuum Insulation Panels installed in building thermal insulation applications, *Energy sand Buildings* 178, (2018) 1-10 , <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.08.006>
- [5]. R. B. Bird, W. E. Stewart, E.. N. Lightfoot, *Transport Phenomena* , Wiley (2002)
- [6]. Z. Xiao, Study on the degradation of insulation performance of vacuum insulation panels by the permeation of moist air , 京都大学修士学位論文 (2016)
- [7]. Z. Pavlik, J. Zunmar, I. Medved, R. Cerny, Water Vapor Adsorption in Porous Building Materials: Experimental Measurement and Theoretical Analysis, *Transport in Porous Media* 91, 939-935 (2012), <https://doi.org/10.1007/s11242-011-9884-9>
- [8]. S. Brunauer, J. Skalny, E. E. Bodor, Adsorption on nanoporous solids, *J. Colloid and Interface Science* 30, 546-552 (1969), [https://doi.org/10.1016/0021-9797\(69\)90423-8](https://doi.org/10.1016/0021-9797(69)90423-8)
- [9]. J. Frenkel, *Kinetic Theory of Fluids*, Oxford University Press (1946)
- [10]. Halsey. G, Physical adsorption on non-uniform surfaces, *J. Chemical Physics* 16, 931-937 (1948), <http://dx.doi.org/10.1063/1.1746689>
- [11]. T. L. Hill, Thermodynamics of adsorption, *Transactions of the Faraday Society* 47, 376-380 (1951), <https://doi.org/10.1039/TF9514700376>
- [12]. JIS-K-7126-1, プラスチック-フィルム及びシート- ガス透過度試験方法-第 1 部 : 差圧法 (2006)
- [13]. ISO-15105-1, Plastics-Film and sheeting, Determination of gas transmission rate Part 1 ,Differential pressure method(2002)
- [14]. 旭ファイバーグラス株式会社, 特許 6728438, 真空断熱材 (2020/07/03)
- [15]. 旭ファイバーグラス株式会社, 特許 6961447, 真空断熱材 (2021/10/15)

第4章

建築環境下におけるゲッターを含むグラスファイバーコア VIP の現場での内部圧力変化の測定と長期性能予測モデルの妥当性確認

4.1. 導入

4.1.1. 研究内容

VIP は薄くても高い断熱性以下能を示す断熱材として広く住宅用途として検討されている[1-10]。一般的には既存躯体を残し、外壁内側に既存の断熱材と同様に充填される方法や、既存の断熱材と併用する付加断熱にて用いられる事が多い。また、建築環境下における VIP の長期性能予測モデル開発はシリカコア VIP を中心に検討されてきた。Samuel ら(2005)は、建築環境下でシリカコア VIP の断熱性能や長期性能について着目し、ラミネートフィルムのガス・水蒸気透過特性と外気水蒸気圧を考慮した長期性能予測のモデル化を行い、現場施工されたシリカコア VIP の周囲の環境条件を用いて長期性能の予測を行った[1]。Stefano ら(2019)はシリカコア VIP を取り外しできる環境に施工し、その断熱効果を測定するだけでなく、取り外して熱伝導率の実測を行い、現場でどのような断熱性能変化があるかを確認した[8]。このように実際にシリカコア VIP を現場に施工して長期性能予測が行われているが、施工現場での性能変化を測定した事例は無く、表面の熱流計測や取り外した VIP の熱伝導率を測定するにとどまっており、予測モデルと実際に現場施工された VIP のその場所における内圧変化の比較から妥当性確認は行われていない。本章では、既往研究と同様に外壁内側に付加断熱として用いられた VIP において、建築環境下での VIP 周囲の温熱環境を明らかにし、内圧の時間変化を建築環境下で実際に測定し、建築環境下における VIP の内部圧力変化を明らかにすると共に、建築環境下におけるゲッターの吸脱着特性を考慮した長期性能予測モデルを提案し、その妥当性を確認する事を目的とする。また VIP の内部圧力を現場で実際に測定する為に、小型圧力センサーを用いた VIP の内部圧力測定手法の提案を行う。建物に VIP を施工し、VIP の内部圧力の時間変化を測定し、第2章で提案を行ったゲッターを含むグラスファイバーコア VIP の長期性能予測モデルを用いて、真空断熱材の周囲が非一様で変動する建築環境下である点を考慮して VIP の熱伝導率変化を予測し、実測値と比較する事でその妥当性を確認する。

4.1.2. 研究プロセス

本章では建築環境に実際に VIP を施工し、その周囲の温熱環境測定及び VIP の内部圧力を現場で直接測定する。吸着力の強いゲッターを用いた場合、現場で圧力変化が実験期間中に殆ど無い事が想定され、長期性能予測モデルとの比較が難しくなる可能性がある。従って、第2章で用

いた Getter1 とほぼ同じ細孔径かつゼオライト系ゲッターである Getter2 を用いた。Getter1 よりも吸着力が弱く、圧力変化の測定が容易になると考えられる。また、直接内部圧力を直接測定する手法として、VIP に挿入可能な小型圧力センサーを用いた手法を提案する。センサーを用いた測定はバッテリーの消失によって長期間連続測定できなかったが、非接触給電によって外部より電圧を与える事で、長期間 VIP の内部圧力を現場で測定する事が可能となった。また、本章ではその手法の妥当性を確認した上で建築環境下における VIP の内部圧力の時間変化を測定した。測定した VIP の周囲の温度を境界条件とし、長期性能予測の結果を測定値と比較する事でモデルの妥当性を確認した。

本章は以下の研究手順で行われた。

1. VIP 試験体に用いる新しいゲッター(Getter2)の吸着等温線の測定、及び一定環境下における熱伝導率変化の予測を行う。第2章で Getter1 を用いて行ったように Getter2 でも N_2 の吸着量測定及び吸着温度依存性の確認から、一定環境下で測定した熱伝導率変化が予測できるか確認する。
2. 実験も用いる小型圧力センサーの各校正及び、ゲッターを含む VIP に挿入した際の内部圧力と熱伝導率の関係を一定環境条件で確認する。圧力センサーの測定値から計算される圧力が、式 2-7 を用いて熱伝導率に換算した際、熱伝導率の測定値とどのような対応関係にあるかを確認する。
3. VIP 表裏の環境測定用の温湿度センサーと VIP 内部に小型圧力センサーを搭載した VIP の試験体を実建物に施工し、この内圧測定によるこの現場測定方法の妥当性の確認と性能変化を明らかにする目的で取り外し可能な VIP の試験体の施工も行う。
4. VIP の表裏の温湿度の測定と、VIP 内部の小型圧力センサーによる定期的な現場での VIP の内圧測定、また取り外し可能な VIP 試験体の熱伝導率を測定する。
5. 第2章で提案した VIP の熱伝導率変化の予測モデルを用いて、真空断熱材の周囲が非一様で変動する建築環境下における熱伝導率予測を行う。
6. 内圧変化の実測値と予測モデルより求めた計算値の比較による妥当性を検討する。

上述のプロセスより建築環境下におけるゲッターを含むグラスファイバーコア VIP の長期性能予測モデルの妥当性を確認する。

4.2. 材料の物性測定

建築環境下で Getter1 のような非常に強い N₂ 吸着力を持つゲッターを用いる場合、長期的に内部圧力が低く保たれる事で熱伝導率が安定すると考えられる。しかし、予測モデルの妥当性を確認するには圧力変化が無いと確認ができない為、吸着力の弱いゲッターを用いた測定が必要となる。ここでは Getter1 と比べて N₂ 吸着量の低い Getter2 の N₂ 吸着等温線及び吸着温度依存性の確認を行い、一定環境下でエージングされた Getter2 を含む VIP の熱伝導率変化を予測できるかどうか確認する。Getter1 については取り外し可能な試験体に用いた事から、2 章より Getter1 の吸着等温線及びフィッティングパラメーターを再掲する。2 種類のゲッターの原料は粉末であり平均空隙径は 5 Å 以下である。粉末のゲッターは無機バインダーで造粒され、造粒時の粒形は約 4mm 以下で長さは 2cm 以下で調製された。造粒には Al₂O₃ バインダーが用いられ、塗布量は全体重量比で 20~30%であった。

4.2.1. ゲッターの吸着温度依存性

2 種類のゲッター (Getter1, Getter2) の N₂ 吸着等温線は 2.4.3.1 に示す 10°C, 23°C, 50°C, 90°C の 4 条件で測定した。Getter1 については既に第 2 章で得られた結果を表 4.1 及び図 4.1 へ再掲した。Getter2 における測定結果と Multi-Langmuir model による計算結果を図 4.2 に示し、式 (2-17) におけるフィッティングパラメーターを表 4.2 に示す。

表 4.1.

Getter1 に対応する Multi-Langmuir model の各種パラメーター (表 2.6 からの再掲)

温度 (°C)	a_1	a_2	a_3	b_1	b_2	b_3	c_1	c_2	c_3	E1	E2	E3
10	2.0× 10 ⁻⁴	4.0× 10 ⁻⁴	1.2× 10 ⁻³	1.276	0.0280	0.00880	0.3273	0.101	0.0615	14.1	10.6	4.28
23				0.601	0.0160	0.00567	0.2628	0.0870	0.631			
50				0.113	0.00474	0.00253	0.0912	0.0673	0.673			
90				0.031	0.000288	0.00127	0.0403	0.0519	0.736			

表 4.2.

Getter2 に対応する Multi-Langmuir model の各種パラメーター

温度 (°C)	a_1	a_2	b_1	b_2	c_1	c_2	E1	E2
10	4.0×10 ⁻⁶	5.0×10 ⁻⁴	6.0 x 10 ⁻²	2.3 x 10 ⁻⁴	7.0 x 10 ⁻³	1.0 x 10 ⁻²	10	3
23			2.0 x 10 ⁻²	1.9 x 10 ⁻⁵	3.5 x 10 ⁻³			
50			6.0 x 10 ⁻³	9.0 x 10 ⁻⁵	1.0 x 10 ⁻³			
90			2.0 x 10 ⁻³	9.0 x 10 ⁻⁶	3.8 x 10 ⁻⁴			

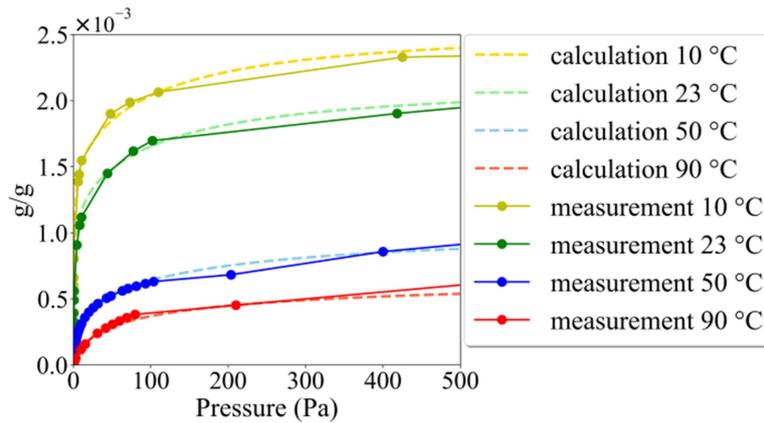


図 4.1. N₂ 吸着等温線 (Getter1) (図 2.13 の再掲)

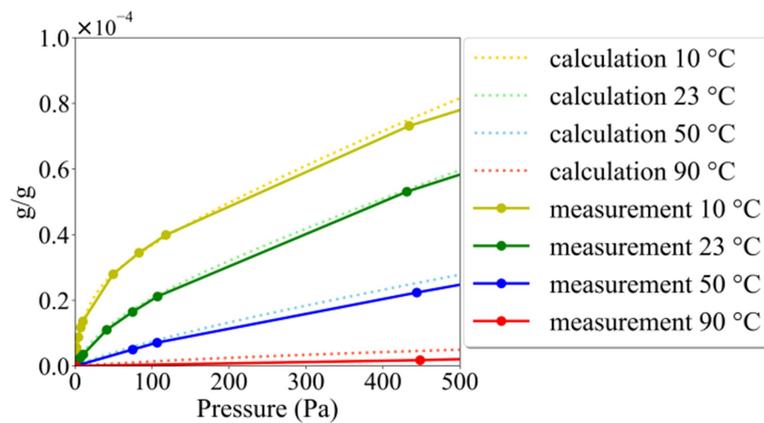


図 4.2. N₂ 吸着等温線 (Getter2)

Getter2 は Getter1 に比べて極低圧部における N₂ 吸着力が弱く、同圧力における吸着量を比較しても 100 倍近い吸着量差がある事がわかった。極低圧部の吸着量は真空度維持に重要な働きを示す為、Getter2 は透過した N₂ を吸着しきれず、内圧増加が Getter1 よりも早くなる事が予想される。また、Getter2 は吸着量の傾きが Getter1 に比べて線形に近い挙動を示し、フィッティングパラメーターは 2 つで概ねフィッティングする事ができた。Getter2 は Getter1 に比べて吸着力が弱く、吸着等温線の傾きが 2 型等温線に近い為、Multi-Langmuir-model で表す場合の項数が Getter1 よりも少なくなったと考えられる。このように、Multi-Langmuir model において適切なパラメーターを用いる事で、吸着力が弱いゲッターや強いゲッターの吸着量を適切に評価できる事を確認した。

4.2.2. Getter1 又は Getter2 を含む VIP における一定環境下における熱伝導率変化の予測

吸着温度依存性の確認された Getter1 及び Getter2 を有する VIP の長期性能予測を行う。検討に用いた VIP の材料構成とエージングの条件を表 4.3 に示す。

表 4.3.

試験体構成とエージング条件

	Getter1	Getter2
VIP サイズ (mm ³)	Size C: thickness, 18 × 370 × 370 Size D: thickness, 6 × 390 × 670	Size A: thickness, 15 × 390 × 670
フィルム構成	Hybrid type	
芯材	グラスファイバー /VIP 密度 210 (kg/m ³)	
水分吸着材	CaO (20 g)	
ゲッター材	Getter1 5g	Getter2 5g
エージング条件	23 °C, 50% RH; 50 °C, dry; 50 °C, 70% RH; 90 °C, dry	23 °C, 50% RH; 35 °C, 80%; 50 °C, dry;

測定結果は 3 試験体の熱伝導率の平均値を示し、その測定結果を図 4.3 及び 4.4 に示す。長期性能予測は 2.6.1 節と同様に行われ、Getter1 の検討結果は同節より引用した。長期性能予測はそれぞれのエージング条件下における長期性能を式(2-8)及び(2-13)を用いて計算した。計算において試験体の寸法及びゲッター材搭載量誤差を考慮する為に、ゲッター材の搭載量が-0.2g かつ試験体厚み-10%を下限とし、ゲッターの搭載量が+0.2g かつ試験体厚み+10%を上限として誤差範囲を破線で示した。計算結果は図 4.3 及び 4.4 において波線にて示す。図より Getter1 及び Getter2 を搭載した VIP の熱伝導率変化の計算値は誤差範囲に概ね収まっており、異なるゲッターを用いて熱伝導率変化の予測が可能であることを確認した。また、3 種類の試験体サイズにおいて計算が行われている事から、異なるサイズにおける長期性能予測の妥当性も確認した。本結果から Getter2 においても Getter1 と同様一定環境下における長期性能予測の妥当性が検証され、異なるゲッターを用いた場合での熱伝導率変化の予測が可能であることを確認した。

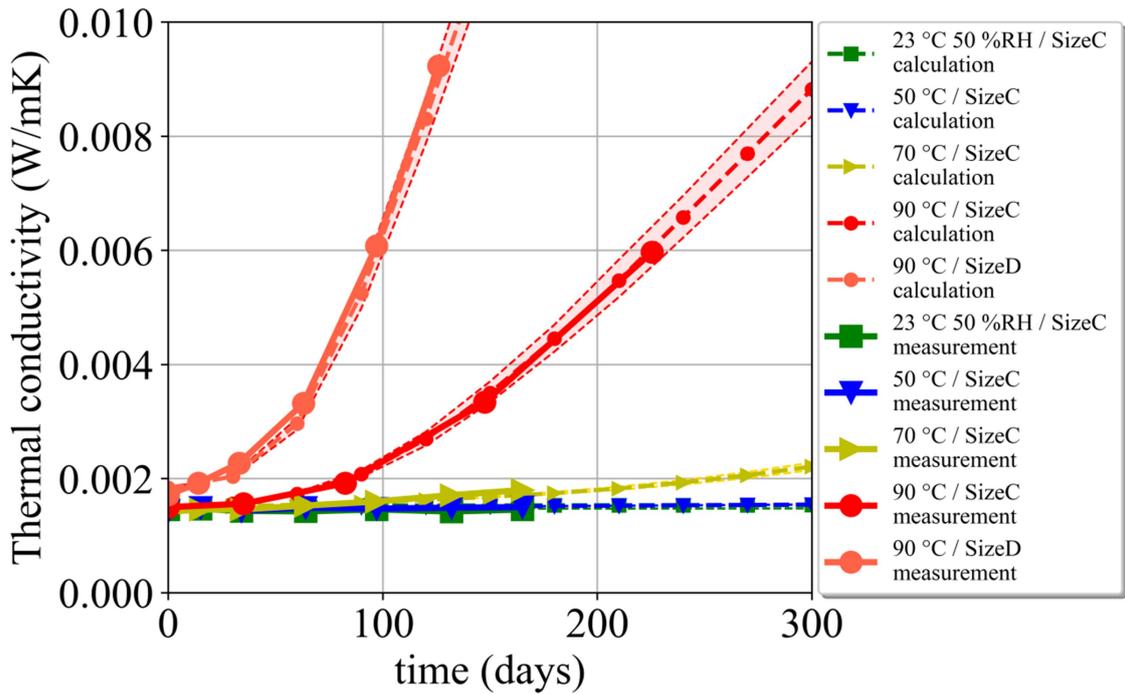


図 4.3. Getter1 を用いた VIP の一定環境下における熱伝導率の測定結果と予測値の比較
(図 2.15 (b)より引用し誤差範囲を追記)

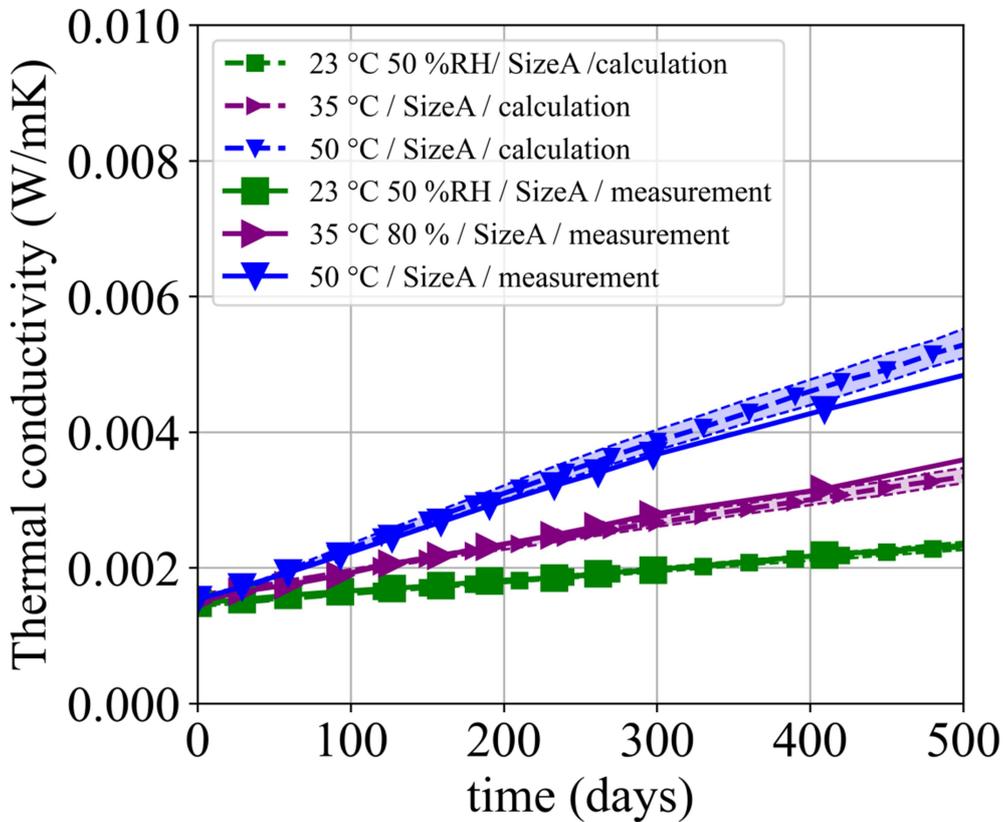


図 4.4. Getter2 を用いた VIP の一定環境下における熱伝導率の測定結果と予測値の比較

4.3 現場での長期性能変化測定手法の開発と妥当性の確認

現場での性能変化の測定についてはこれまで①小型の熱流計を用いた現場計測、②VIP 表裏の温度・熱流量の時間変化測定、③パネルを取り外し、定常状態での熱伝導率測定の手法が主に行われている。Roland ら（2008）は、①の小型の熱流計を用いて現場で熱性能の簡易測定を行い、VIP の内圧を推定する方法を開発した[11]。この方法は内圧の上昇に伴う熱伝導率の増加が大きい芯材にしか適用できず、かつ試験体表面性や測定部位の材料密度等様々な外的要因の影響を受ける。Sterfano ら（2019）は、③の現場の VIP を取り外して長期的な性能変化を定常状態の熱伝導率を測定する事で検討した[8]。このように現場施工された VIP の長期性能を推定する手法はいくつかあるが、本研究では VIP に封入可能な小型圧力センサー[12, 13]を用いて、現場で試験体の内部圧力を測定した。

4.3.1. 小型圧力センサー

小型圧力センサーには圧力センサー(TK1501, KODENSHI, Japan)が基板上に実装されており(図 4.5)、差圧下で動作できるようにステンレス容器で保護した(図 4.6)。センサー全体の構成について図 4.7 に示す。また図 4.8 に示す通り、センサーの表面には非接触給電部を有し、外壁に施工された際に給電部より充電する事で、現場で長期にわたって内部圧力の測定を可能とした。圧力センサーの出力値は式(4-1)より圧力に換算された。 AD_{tot} は出力値、 AD_{vac} は真空中での出力値、 AD_{atm} は大気圧下での出力を表し、 K_{AD} はフィッティングパラメーターを示す。

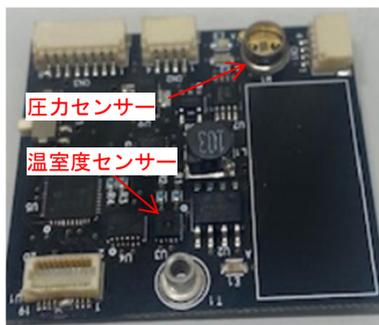


図 4.5. センサー外観



図 4.6. 無線送信機、バッテリーを搭載した外観

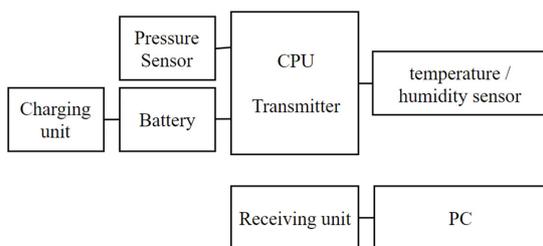


図 4.7. センサー構成

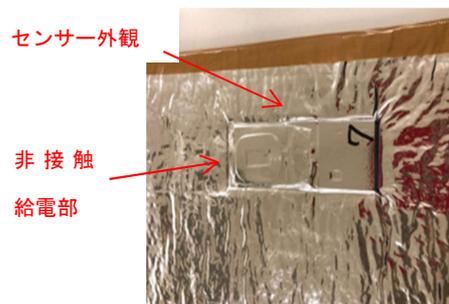


図 4.8. センサー挿入時の VIP 表面状態

$$AD_{tot} = AD_{vac} - \frac{AD_{atm}}{1 + \frac{P_a}{K_{AD}}} \quad (4-1)$$

該当の圧力センサーはメーカー公証値で 0.5～1000Pa の範囲で測定ができるが、測定誤差を少なくする為に個別に校正を行った。校正には既知の圧力センサー(CCMT-D, ULVAC, Japan)を用いた。2種のセンサー(A,B)で校正を行った結果を表 4.4 および図 4.9 に示す。出力値に対応する計算式を 4-1 より算出した。

表 4.4.

圧力センサーの校正結果

	AD_{vac}	AD_{atm}	K_{AD}
Sensor A	13400	280	13
Sensor B	13900	300	13

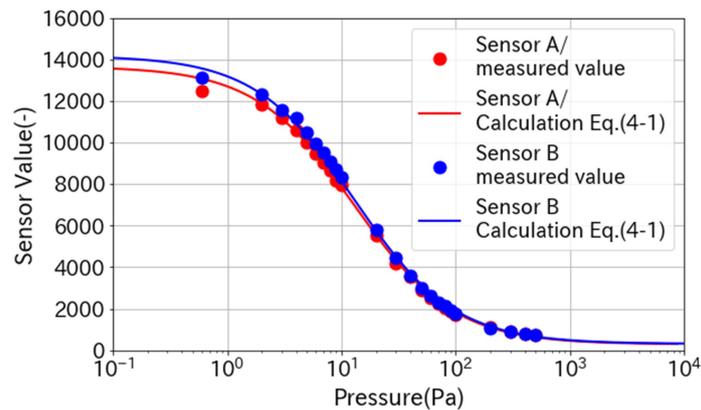


図 4.9. 圧力センサーの出力値と既知の圧力センサーを用いた校正結果の比較

それぞれのセンサーにおいて、10Pa 未満で出力値と表示圧力に差が確認された。一方 10Pa 以降は出力値と圧力はほぼ同じ値を示した。この結果から、個別に校正を行う事で初期の内部圧力の精度を向上できると考えられる。本実験に用いたセンサーは全てこの校正を行っており、各センサー間の誤差は非常に小さいと考えられる。

4.3.2. VIP 内部に設置された小型圧力センサーの出力値と VIP の熱伝導率の測定値の関係

校正を行う事でセンサーの出力を圧力として換算できることが確認された。現場での圧力センサーの出力から熱伝導率を推定する為には、圧力センサーの出力から計算された熱伝導率と、実測した熱伝導率が一致する必要がある。50°C Dry 環境に曝露したゲッターを含む VIP の内部圧力を小型圧力センサーを用いて測定し、熱伝導率計(HC-074 600, EKO instruments, Japan)を用いて測定した熱伝導率を、式(2-7)から内部圧力を計算して比較した。VIP はサイズ A (厚さ t15 x 幅 390

x 長さ 670 mm³)を用いた。前節で校正が完了したセンサーAを用いた試験体には Getter1 を 1g、同じくセンサーBを用いた試験体には Getter2 を 5g 封入した。内部圧力は恒温槽中（破線）と熱伝導率測定時（実線）と 2 回測定され、その時の内部圧力差を確認した。試験結果を図 4.10 に示す。

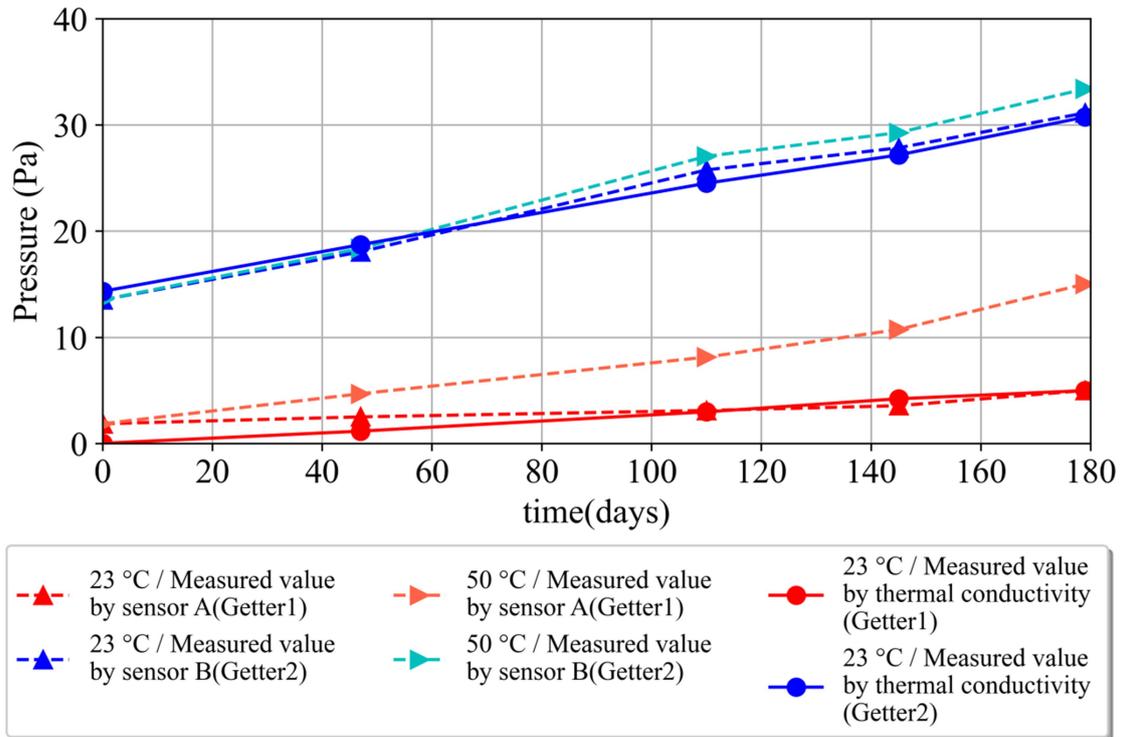


図 4.10. 圧力センサーの出力値と、熱伝導率の測定値より換算した内部圧力の比較

センサーBで測定された試験体の内部圧力は、熱伝導率より算出した圧力と一致した。50°Cにおける内部圧力は、熱伝導率測定環境に比べて徐々に上昇し、この差はゲッターによる吸着量を表すと考えられる。センサーAで測定された試験体の内部圧力は、初期条件では実測した熱伝導率より算出した圧力を上回った。その後徐々に測定値の差が無くなり、測定後100日前後でほぼ同じ値を示した。初期条件における内部圧力の測定差は、図 4.8 からわかる通り実測値と計算式の差が見られるため、センサーの校正による問題であると考えられる。センサーAの試験体においても50°C環境における内部圧力は徐々に熱伝導率測定環境での内圧と比べて急激に上昇している事を確認した。これはセンサーBの試験体と同様ガスの吸放出によって内圧が変動した結果と考えられる。Getter1, Getter2共に温度が上昇すると共にN₂吸着量が減少する事が図 4.1 より分かっている為、高温時にガスを放出し、低温時にガスが吸着され、この現象は可逆的であることを確認した。

4.4. 建築環境下における VIP の長期性能測定

4.4.1. VIP が施工された建物と断熱構造

実際の建築環境下に VIP を施工し、その周囲環境条件を経時測定しつつ、おおよそ定期的に現場の VIP の内部圧力変化を小型圧力センサーを用いて測定した。図 4.11,12 に VIP が施工された建物の平面図と断面図を、図 4.13 に建物の南面からみた外観を示す。建物は工場であり、西日本の標高 158m に位置し、図に示すように工場 1 と工場 2 に分かれていた。建物の面積は約 1,100m²、天井高は工場 2 が約 14m、工場 1 が約 11m である。図中の赤枠で示した部分へ VIP が外壁の内側に隙間なく施工された。図 4.13 に工場 2 の南面を外から見た様子を示す。図の通り工場には窓が無い為、鉄骨を除いて熱橋は殆ど存在しない。工場 1 及び 2 には装置搬入量のシャッターがあるがそれ以外の面は南面と同様だった。北面については事務所棟とつながっており、この部位には VIP は施工されなかった。外壁の断熱構造を図 4.14 に示す。外壁サンドイッチパネルにはガルスパン(30 mm厚)が用いられ、注入されたウレタンフォームの熱伝導率は 20mW/mK である。VIP は両面テープと接着剤を用いて施工され、熱橋部である鉄骨を含めた表面は全て厚さ 15mm で調整された吹付ウレタンフォームで保護した。測定用の VIP は全て 12mm 厚さで、それ以外の VIP は 6mm 厚さの試験体を用いた。各断熱材の熱伝導率と厚みを表 4.5 に示す。

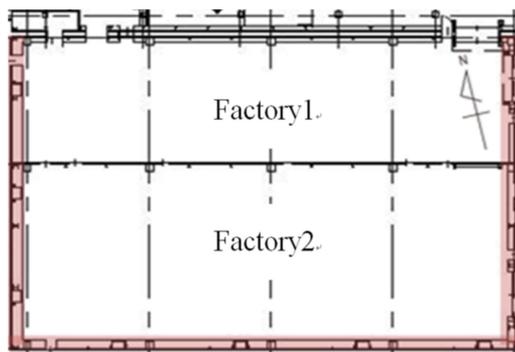


図 4.11. VIP が施工された工場の平面図

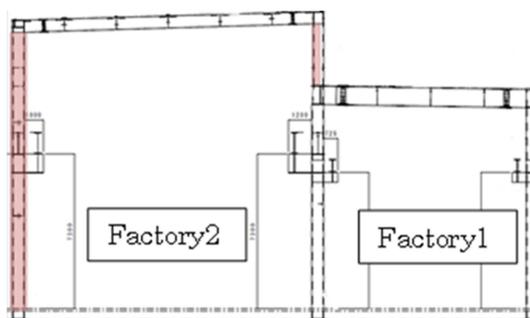


図 4.12. VIP が施工された工場の南北断面図



図 4.13.工場 2 南面の外側から見た様子

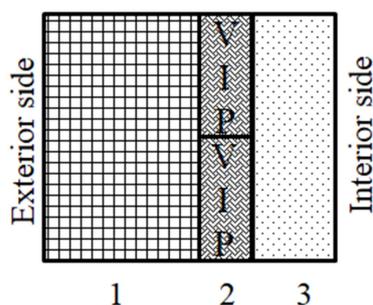


図 4.14. 外壁に用いられた断熱構造（断面図）

表 4.5.

図 4.9 に示す断熱構造と熱伝導率

No,	1	2	3
断熱材	外壁サンドイッチパネル	真空断熱材	吹付ウレタンフォーム
厚み (mm)	30	6, 12 (センサー入り)	~ 15
熱伝導率 (W/mK)	0.02	0.0025 or less	0.038

4.4.2. 工場南面に施工された小型圧力センサー入り VIP と VIP 表裏の環境測定方法

図 4.15 に工場南面に施工された VIP の位置を示し、灰色で示す範囲は鉄骨を表す。これらの表面は全て吹付ウレタンフォームで熱橋を無くす形で被覆されている。実験に用いた試験体構成を表 4.6 に示す。試験体 A は最も外壁に多く用いられ黄色で示す範囲に施工され、施工外観は図 4.16 に示す。試験体 A のフィルムはアルミ箔タイプで Getter2 を搭載した。試験体 B-1 及び B-2 は内部圧力の時間変化を測定する為に小型圧力センサーを備えている。小型圧力センサーは誤差を少なくする為に全て 4.3.1 節と同様に個別に校正を行った。この試験体は図 4.15 に示すように、南面の西側へ試験体 B-1 が 2 枚、東側へ試験体 B-2 が 2 枚上下に並べて施工された。センサーを挿入した試験体の外観を図 4.17 に示す。図 4.18 に示すように試験体の表裏には温湿度センサー (SHT35, Sensirion, Switzerland) をフレキシブルケーブルに配置した薄型センサーとロガーシステム (SHTDL-3C+SHT35, Syscom, Japan) を用いた (図 4.19)。温湿度センサーの厚みは 1mm である為、VIP 表裏に施工した場合に余分な空気層を極力作らずに温湿度測定が可能である。各センサーの詳細な設置位置については図 4.20 に示す通りである。測定は全て 1 時間毎に測定され、定期的にデータ回収を行った。VIP の内部圧力は温湿度測定値の回収時に不定期で測定され、その場で充電を行い、その時の内部圧力を計測した。ウレタンを吹き付ける代わりに表面に吹付ウレタンと同程度の熱伝導率である硬質ポリスチレン断熱材を VIP が脱落しないようにテープで内装パネルへ固定した。また、この試験体についても表裏の温湿度を 1 時間毎に測定した。不定期に試験体を取り外し、実験室に持ち帰り熱流計法の装置 (HC074-600, EKO instruments, Japan) で定常状態の熱伝導率を測定した。熱伝導率の測定条件は平均 23°C (上部プレート 13°C, 下部プレート 33°C) の条件で行った。その後、試験体 C は元の位置に戻した。図 4.15 に示す通り、南側外壁では VIP は約 81% の被覆率を示し、他の面でも同様の被覆率である。

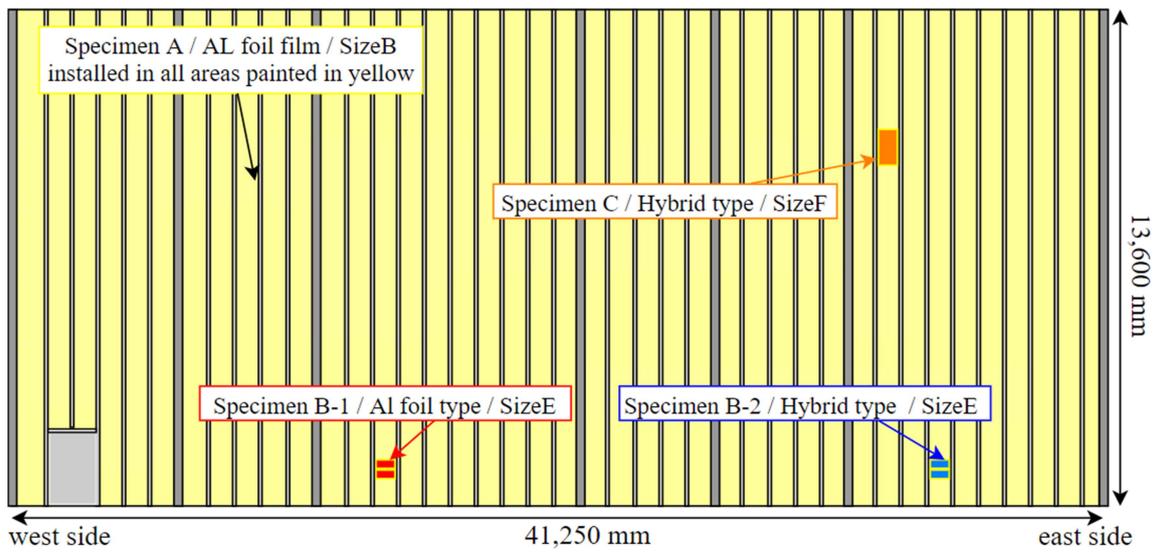


図 4.15. 工場 2 南面の鉄骨と VIP の施工範囲

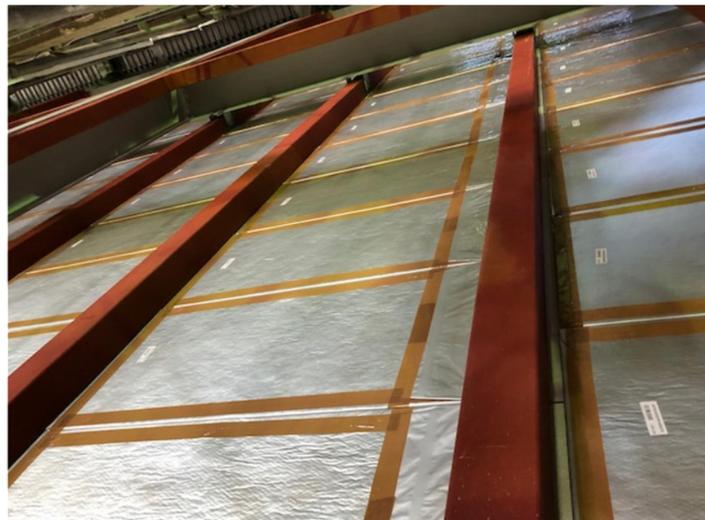


図 4.16. 試験体 A の施工状況（吹付ウレタン被覆前）



図 4.17. 試験体 B-2 とセンサー挿入位置



図 4.18. 試験体 B-2（センサー入り）の施工状況（吹付ウレタン被覆前）



図 4.19. フレキシブルケーブルに接続された温湿度センサーとロガー

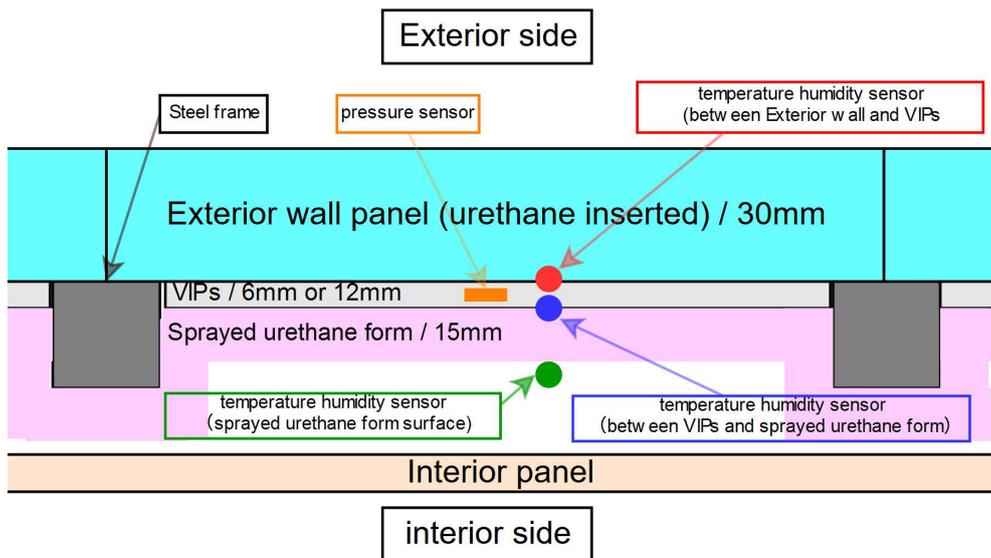


図 4.20. 外壁断熱構造及び各種センサー設置位置

表. 4.6.

工場 2 南面に施工された VIP 構成と端部の向きについて

試験体	サイズ (mm)	フィルム	水分吸着剤 (g)	ゲッター	センサー	耳折向き
A	t6 × 445 × 870 (size B)	アルミ箔タイプ	20	Getter 2, 5g		室内側
B-1	t12 × 445 × 870 (size E)	アルミ箔タイプ	20	Getter 2, 5g	○	外壁側
B-2	t12 × 445 × 870 (size E)	ハイブリッドタイプ	30	Getter 2, 5g	○	外壁側
C	t12 × 380 × 390 (size F)	ハイブリッドタイプ	20	Getter 1, 5g		外壁側

4.4.3. 工場 2 南面に施工された小型圧力センサー入り VIP 周囲の温湿度の測定結果

図 4.21 に試験体 B-1 の表裏温度とウレタン表面温度を、図 4.22 に試験体 B-2 の表裏温度とウレタン表面温度を示す。工場は 2018 年の 6 月頃より稼働を開始した。空調設定温度は 23°C であるが、休日期間や節電の為に日中停止する期間もあった。それ以前は空調が稼働しておらず、外気が室内温湿度に大きな影響を与えていた。なお、一部測定中にロガーの電池切れによってデータの欠測がある。1 年間の VIP の室内側表面と外壁サンドイッチパネル間の温度変動を比較する為に、図 4.23、図 4.24 に、2019 年 2 月 14 日から 1 年間の温度をそれぞれ示す。この期間ではロガーの電池切れにおけるデータの欠測は無かった。表 4.6 に、この 1 年間の最高気温と最低気温、最高湿度と最低湿度を表す。夏期の VIP の表裏の温度差は約 16~19°C であり、12mm 厚の VIP の試験体が優れた断熱性を有している事がわかる。冬期は、夜間では外壁面の温度が急激に低下する為、VIP の表裏の温度は逆転し、表裏の温度差は 5~12°C となっていた。表と裏の年間平均気温はどちらも約 20°C であった。VIP の表面に吹き付けられたウレタンの表面温度は、VIP とウレタンの間の温度とほぼ同じであった。図 4.25 に試験体 B-1 の表裏相対湿度とウレタン表面相対湿度の測定結果を、図 4.26 に試験体 B-2 の表裏相対湿度とウレタン表面相対湿度の測定結果を示す。図より B-1 試験体の外壁側の相対湿度は外気の影響を受けて大きく変動していたが、室内側（表）の相対湿度は非常に安定していた。吹付ウレタン表面の相対湿度は外気の変動に追従してした事から、この試験体ではウレタン被覆によって VIP とウレタン間の水蒸気の移動が抑制され、VIP 表面への防湿の効果が働いている事がわかった。一方、B-2 試験体では表裏の相対湿度差が無く、どちらも外気の影響を受けている事がわかった。施工場所が南面で同じであることと、VIP 施工方法はどちらも同じであることから、ウレタンによる防湿が完全では無く、VIP とウレタン間で水蒸気の移動が発生していると考えられる。しかし、この測定期間では結露に至るような相対湿度になっておらず、B-2 試験体表裏の相対湿度は室内側の方が小さかった。表 4.7 にこの期間における 1 年間の表裏温湿度の最高値・最低値・平均値を示す。

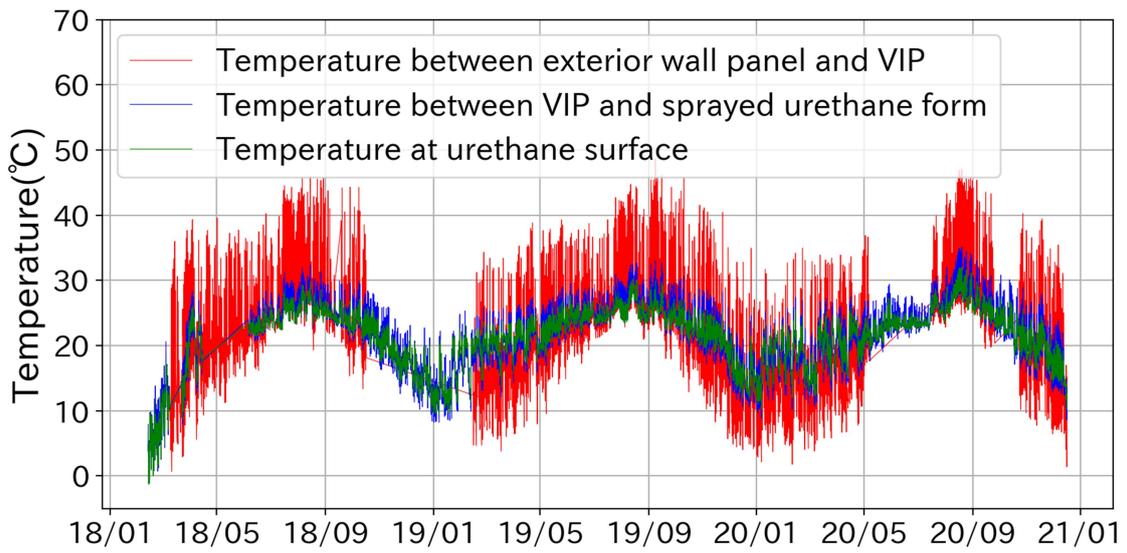


図 4.21. B-1 試験体の表裏温度とウレタン表面温度の変動

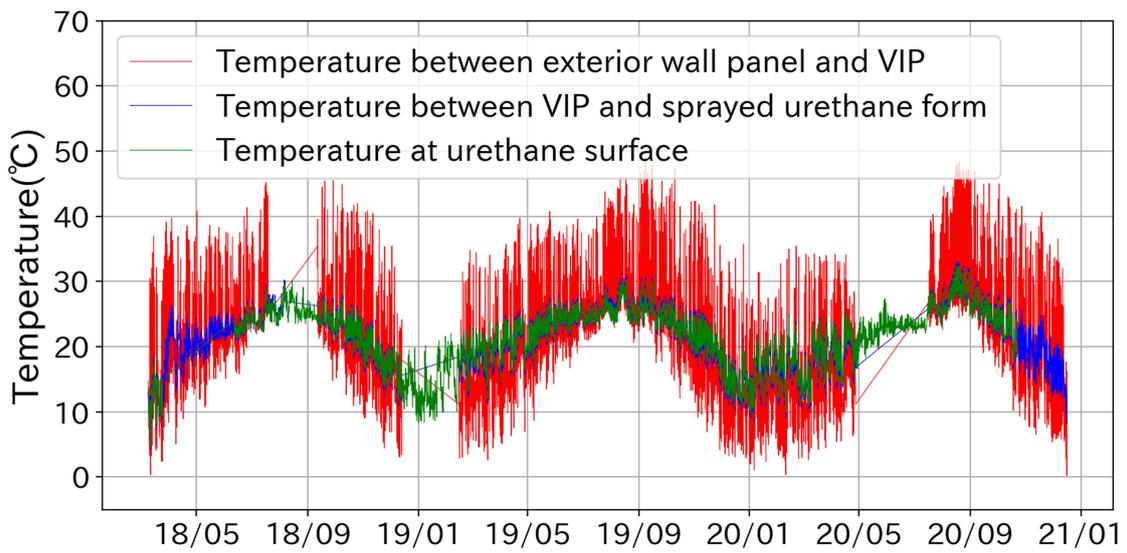


図 4.22. B-2 試験体の表裏温度とウレタン表面温度の変動

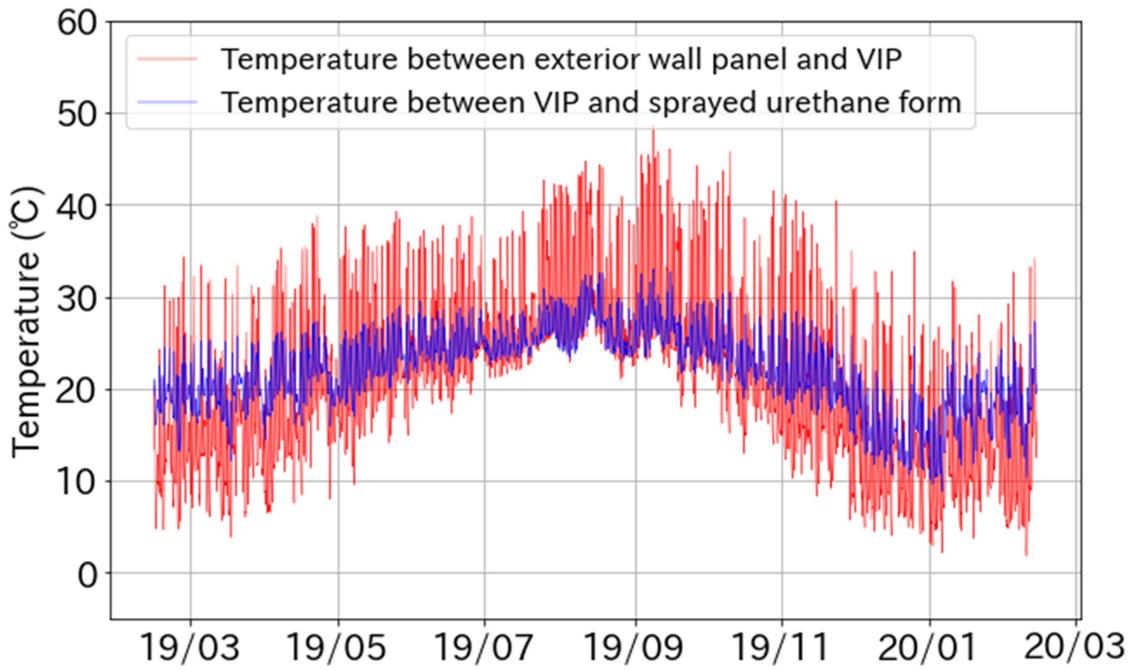


図 4.23. B-1 試験体表裏温度の変動(2019.2.14~2020.2.13)

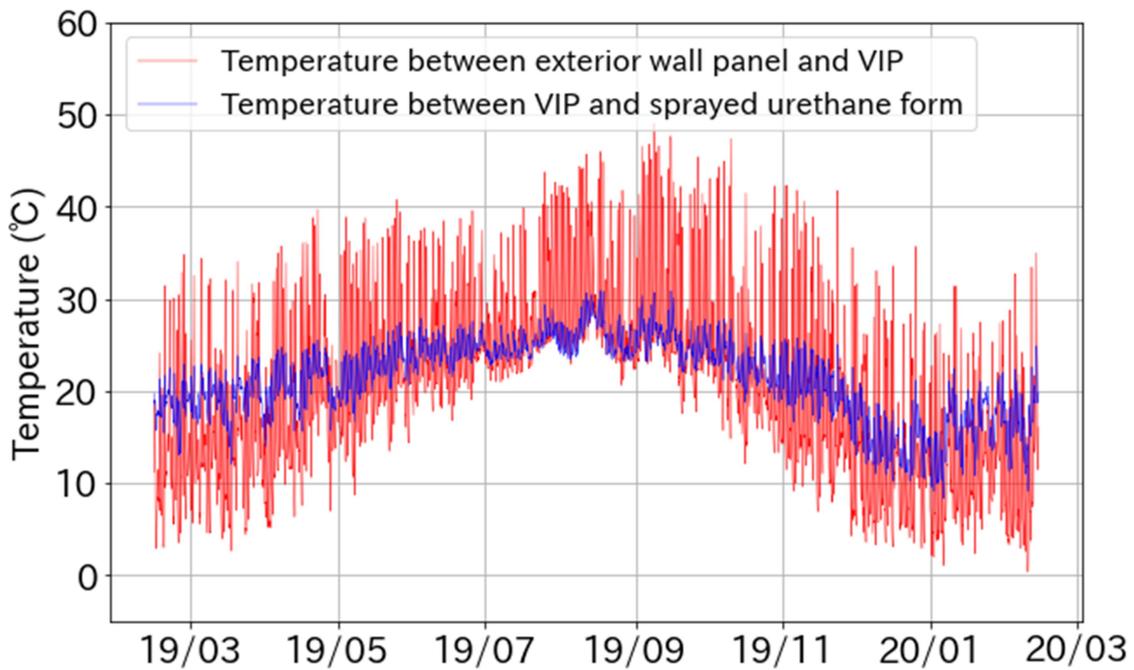


図 4.24. B-2 試験体表裏温度の変動(2019.2.14~2020.2.13)

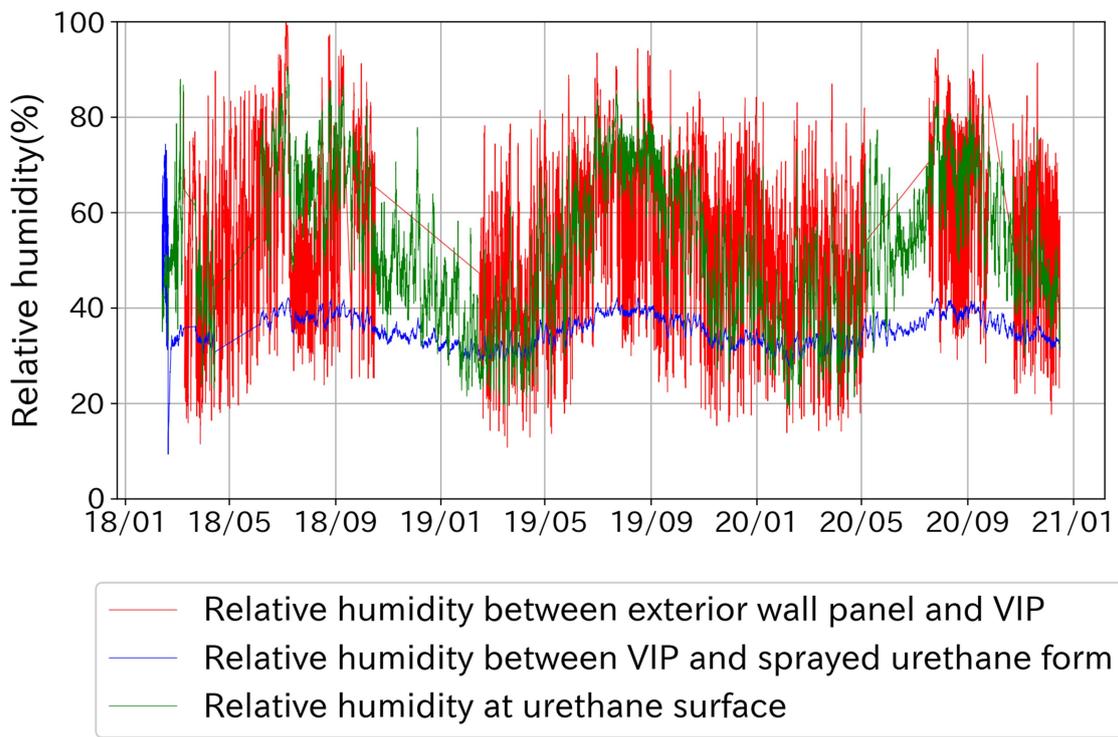


図 4.25. B-1 試験表裏相対湿度とウレタン表面相対湿度の変動

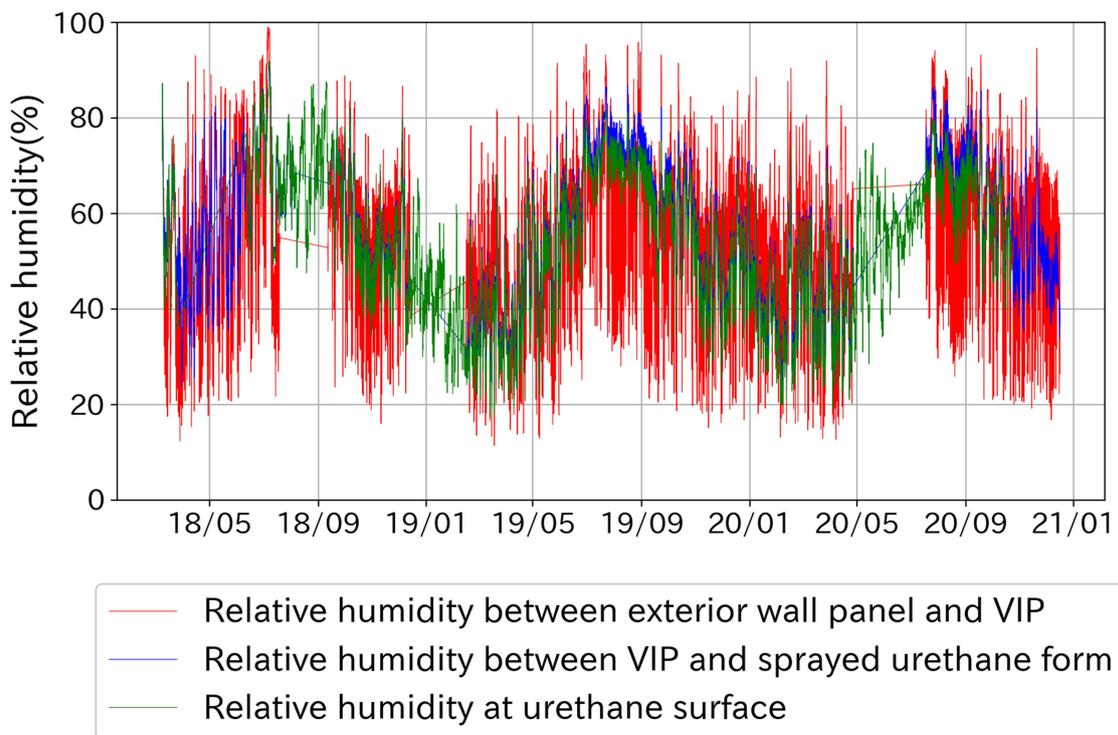


図 4.26. B-2 試験体表裏相対湿度とウレタン表面相対湿度の変動

表 4.7.

B-1 試験体と B-2 試験体の 1 年間の最高温湿度・最低温湿度・平均温湿度(2019.2.14～2020.2.13)

Position	B-1 外壁 /VIP 間	B-1 VIP/ウレ タン間	B-1 ウレタン 表面	B-2 外壁 /VIP 間	B-2 VIP/ウレ タン間	B-2 ウレタ ン表面
最高温度 (°C)	49.0	32.6	30.9	48.7	33.0	30.2
最低温度 (°C)	1.8	8.3	7.9	0.3	8.8	10.2
平均温度 (°C)	20.1	21.2	21.2	20.4	21.6	21.8
最高相対 湿度(%)	95.8	42.1	85.8	94.4	86.9	81.6
最低相対 湿度(%)	11.3	27.4	19.1	10.8	17.2	17.2
平均相対 湿度(%)	54.9	34.7	51.1	54.7	53.6	51.5

4.4.4. 現場における VIP 試験体の内部圧力の測定結果

圧力センサーを搭載した試験体 B-1, B-2 のそれぞれの内部圧力を測定した。圧力センサーの出力より、式(4-1)を用いて内部圧力に換算した。図 4.27 に圧力の換算結果、及び代表として B-2 試験体の表裏の環境条件を示す。初期に圧力が不安定な時間が確認されたが、製造直後であることからアウトガスの発生と吸着による内部圧力の不安定が原因として考えられる。建物完成後、各試験体の内圧上昇は夏場に大きく、冬期に小さくなる傾向が確認された。この現象はガスバリアフィルム（アルミ箔タイプ）のガス透過の温度依存性に従って、境界温度が上昇する夏季に透過ガス量が増加する事が要因として考えられる。また、ゲッターの吸着等温線の温度依存性に従ってガスが吸脱着される為、吸着力が低下する高温になればなるほど、ゲッターからガスが脱着されて内圧が上昇しているように見える。その為、夏期に内圧が高めに出ている可能性が考えられる。図 4.27 より B-1 と B-2 の試験体を比べると、アルミ箔タイプを使用した B-1 試験体の方が、ハイブリッドタイプを使用した B-2 試験体よりも内圧の上昇速度は低い事がわかる。環境条件は殆ど同じであった為、この違いはハイブリッドタイプに用いられる蒸着フィルムは表面からもガスが浸透する為、アルミ箔タイプよりもガス透過量が多い事に起因すると考えられる。

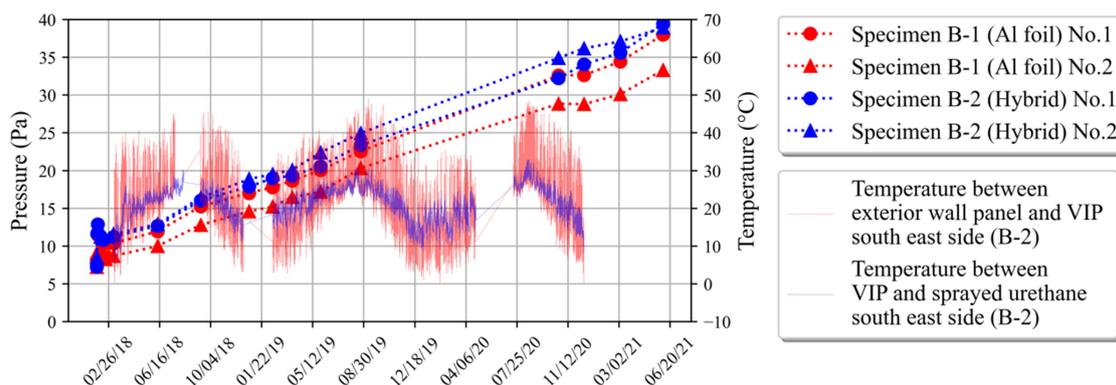


図 4.27. 試験体の内部圧力の時間変化の測定結果

4.4.5. 取り外し可能な VIP 試験体 C の熱伝導率変化の測定結果

外壁から取り外し可能な Getter1 を用いた試験体 C の長期性能と環境条件を測定した。図 4.28 に VIP の取り付け状態と取り外した直後の熱画像を示す。VIP の表面温度は、外壁パネルの表面温度より低く、日射が当たっている外壁温度の影響が抑えられており VIP の断熱性が十分あることが分かる。試験体 C は取り外し可能な構造である為、VIP 突き合わせ部との間に熱橋が確認された。取り外しを行う為外壁との接着を行っておらず、取り外しを行いやすくする施工状態が影響し、パネル同士の突き合わせが不十分であったことが要因として考えられる。しかし、この問題は施工上の課題であり、長期性能へ与える影響は低いと思われる。図 4.29 に、熱伝導率

の実測値とVIPの表裏温度の比較を示す。試験体の測定期間は500日弱であり、この期間における熱伝導率の上昇は確認されなかった。このことから、Getterの吸着の効果が持続している事が分かる。Getter1のように吸着能力の高いGetterを使用する事で、建築環境での長期性能を更に安定させる事ができると考えられる。なお、熱橋により室内側のパネル端部温度が上昇することで、試験体表面の測定温度よりも、端部の温度が高くなる事が想定される。端部温度の上昇はガス透過率の上昇を引き起こすが、現時点ではGetter材の吸着容量の飽和は確認されていない。

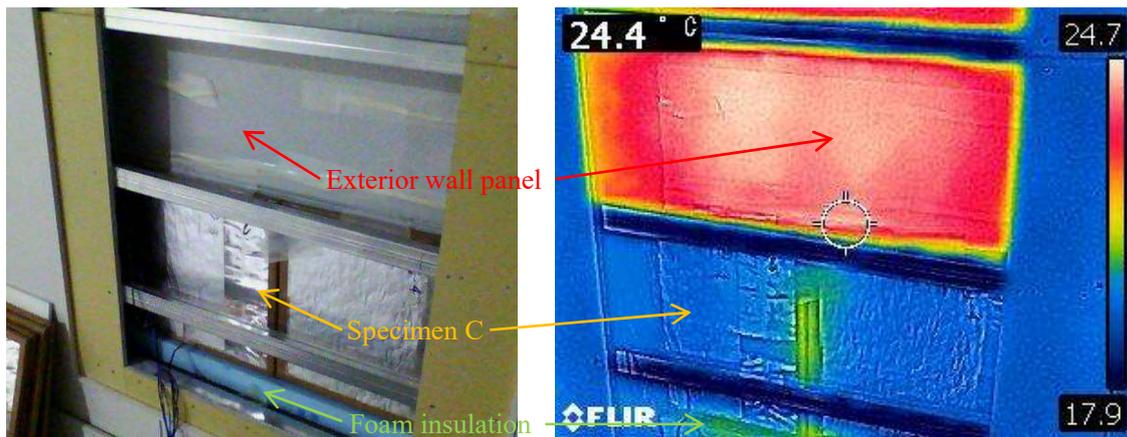


図 4.28. 試験体 C 取り外し直後の外観と熱画像 (2019 年 12 月 11 日, 13:30 分撮影)

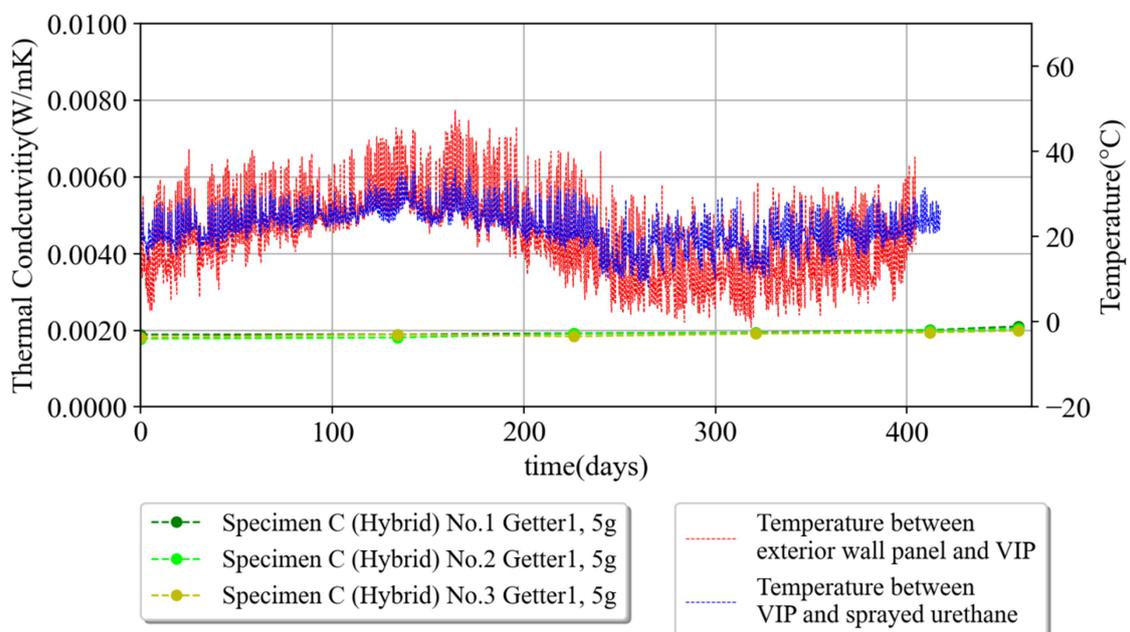


図 4.29. 取り外し可能な試験体 C の熱伝導率の測定値とVIP表裏温度の変動の比較

4.5. VIP の熱伝導率変化の予測の妥当性確認

4.5.1. 建築環境下における VIP の熱伝導率変化の予測方法

温度が変化する際のガス透過率 $K_{a,total}$ ($g/m^2 \times day \times Pa$)と、吸着力を表す $W_{ad}(g/g)$ は、VIP 周囲の温湿度条件から求める必要がある。そこで、VIP の表裏の温度と湿度を境界条件として、ラミネートフィルムのガス透過量を求める必要がある。本試験体においては圧力センサーからの出力値において相対湿度の上昇は確認されておらず、デシカントは飽和していない。従って、境界条件には温度のみを用いた。確試験体 B-1 と B-2 はそれぞれラミネートフィルムの折り返し部である端部が外壁側に向いた状態で施工されている。従って端部のガス透過率は、外壁と VIP 間の温度を用いて計算された。ハイブリッドタイプの試験体 B-2 において、蒸着フィルムは室内側に向いていることから、蒸着フィルムのガス透過率は室内側の温度を用いた。ゲッターは試験体の厚み方向に対して中央に配置されている為、吸着量の計算に用いる温度は表裏温度の平均値より算出した。これらの影響を考慮して VIP 内部へのガス（乾燥空気）透過量と VIP 内部のガス吸着量を求め、建築環境下における VIP の内部の空隙中の空気量の収支式は、次の式(4-2)及び(4-3)より求める事ができる。また、内部圧力の変化は式(4-4)で求める事ができる。

$$K'_{a,total} = K_{a,surface}(T_{in}) + K_{a,edge}(T_{ex}) \quad (4-2)$$

$$\frac{dm_a}{dt} = [K'_{a,total}(P_{a,atm} - P_a)] - \frac{W_{ad}(P_a, T_{ave})}{dt} \quad (4-3)$$

$$P_a = P_{a,atm} - (P_{a,atm} - P_a) \exp\left(-\frac{K'_{a,total}}{\frac{M_a V_{eff}}{RT_{ave}} + f(P_a, T_{ave})} t\right) \quad (4-4)$$

ここで T_{in} と T_{ex} はそれぞれ VIP の室内側と外壁側の温度を表し、 T_{ave} はその平均値を表す。上式で得られた空隙中の空気質量から内部圧力が求まり、別途得られている内部圧力と熱伝導率の関係式から、熱伝導率の変化が求められる。

4.5.2. 標高を考慮した大気圧を用いた建築環境下における VIP の熱伝導率変化予測

試験体 B-1 へ挿入された小型圧力センサーを用いた現場での圧力変化の測定結果を図 4.30 に実線で示す。また、4-4 式より計算された予測値を破線で示し、センサー測定時間に対応する内圧を \triangleright で表記した。同様に B-2 についての試験結果と計算値を図 4.31 に示す。計算において外気の圧力を大気圧か標高を考慮した時の大気圧の違いが、内部の圧力変化の予測に及ぼす影響を調べる為に、以下の式を用いて建物の標高を考慮した大気圧を用いて計算を行い、標準大気圧で計算された結果と比較した[14]。

$$P_{a,atm} = P_{a,atm0} \cdot e^{-\frac{gh}{RT_0}} \quad (4-5)$$

この時、 $P_{a,atm0}$ は標準大気圧、 g は重力加速度、 h は標高、 T_0 は標準大気圧下における温度を表す。計算間隔は10秒、1分、30分、1時間間隔で行われたが、この時の内圧に差は確認されなかった。従って、図4.30および31においては1時間間隔での計算結果を示す。

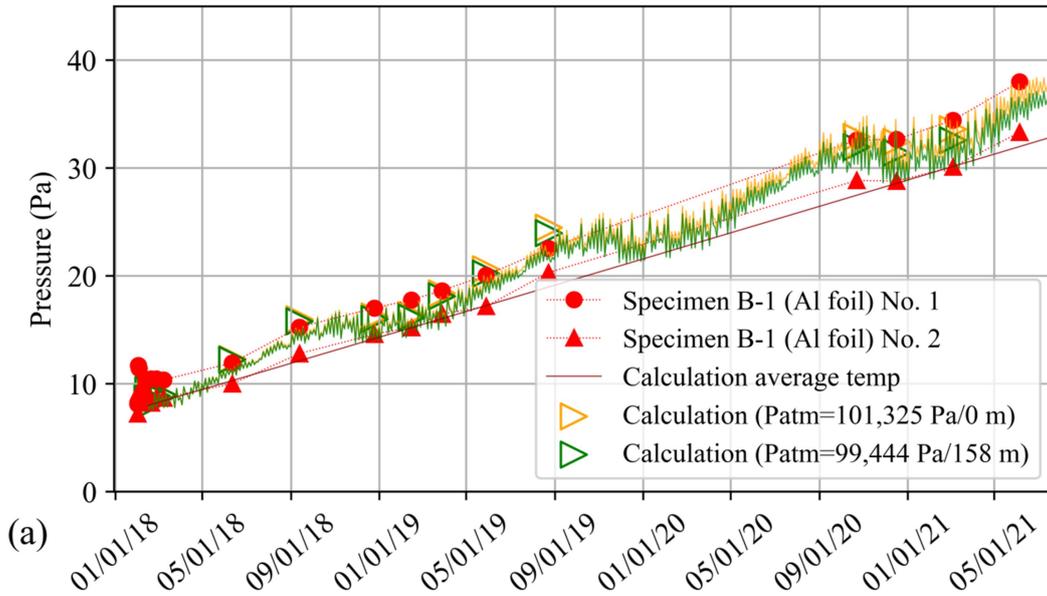


図 4.30 . 試験体 B-1 の長期性能の実測値と計算値の比較

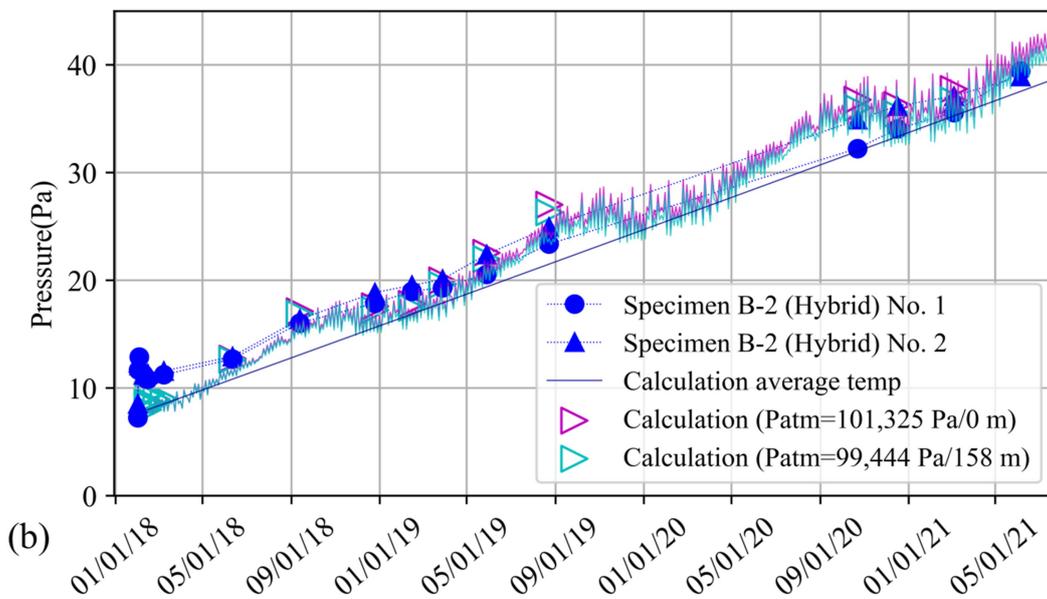


図 4.31 . 試験体 B-2 の長期性能の実測値と計算値の比較

実測値のプロットは測定した時間における内圧を示しており、実測時間における計算値（▷）は標高を考慮した計算値の方が良く一致する傾向が確認された。VIP へのガス透過は内外の差圧によって生じる為、標高による大気圧の変化は、ガス透過へ影響を与えていると考えられるが、この期間においては、予測結果の圧力差は数 Pa 程度であり、その影響は小さい事が確認された。また、日中の温度変化に伴い1日の間で内圧の変化が起こる事が示唆された。これは温度変化に対してゲッター材の挿入位置の環境温度も変化し、吸着等温線に従ってガスが吸放出する影響であると考えられる。季節によって平均温度が変化する事から、夏季におけるガス透過量の増加に伴う内圧上昇速度の増加、冬季におけるガス増加量の低下に伴う内圧上昇速度の低下が考えられるが、式(4-4)は温度変化に伴う内圧変動をよく表し、季節による透過量についても測定値に対して良く対応する結果を示した。以上より予測モデルによる計算が、測定値を十分な精度で予測できていると考えられる。また、表裏の平均温度（表 4.7）を用いてガス透過率式(4-2)を計算し、長期性能を予測した結果から、平均温度で計算した結果が建築環境条件を用いて計算した結果に対して下回る事を確認した。ガス透過率はアレニウス則に従う為、平均温度よりも高い環境が続くとガス透過量が指数関数に従って増加する為、平均温度で計算した結果が下回る結果になったと考えられる。

4.6 建築環境下における 25 年後の長期性能予測

4.6.1. 標準条件下における長期性能の計算方法

長期的な熱伝導率の変化の予測（長期性能予測）や VIP の熱伝導率測定は、一般的に 23°C の環境下で行われる[15,16]。建築環境下では、表裏の温度差が常に変化する為、施工環境での熱伝導率の推定を行う事は難しい。しかし、建築環境下での性能変化を 23°C 環境での内圧に換算する事で、圧力と熱伝導率の関係式より熱伝導率を推定する事ができる。ここでは、内圧と熱伝導率の関係が得られた平均温度 23°C における VIP の長期性能を次式を用いて求めた。

$$\frac{V_{eff}P_{a,i}}{RT_i} + W(P_{a,i}, T_i) = \frac{V_{eff}P_{23}}{R \times 296.15} + W(P_{23}, 296.15K) \quad (4-6)$$

P_{23} は 23°C 環境での VIP の内圧を表す。23°C の環境下で内圧を求めた後、式(2-6)より熱伝導率を計算する。この計算は、水蒸気の透過による内部水蒸気圧上昇を防ぐため、乾燥材が十分に封入されている事を前提に行われた。VIP のガス透過率を求める為の境界条件は図 4.24 に示す 1 年間の VIP 表裏の温度を用いて、25 年間同じ環境とした場合について計算した。

4.6.2. 25 年後の長期性能の計算結果

建築環境下での長期性能を式(4-3)で計算した後、23°C における圧力を式(4-5)で計算し、熱伝導率を式(2-6)より計算した。VIP サイズは施工された試験体と同じサイズ E とした。結果を図 4.32, 4.33 へ示す。建築環境下の平均温度は季節の変化により変化する為、建築環境温度における VIP の内圧は温度変化とゲッターの吸着温度依存性の影響を強く受け、内圧が日・季節によって増減した。特に平均温度が上昇する夏場や日中に吸着等温線に従って内圧が増加し、平均温度が低下する冬場や夜間には内圧が低下した。このように周期的な内圧変化が確認された。この効果は、以下で説明するようにゲッター材の種類や搭載量によって変化した。Getter2 は吸着力が低い為、内圧が殆ど低下せず 25 年後の内圧は約 250Pa となった。一方極低圧域で高い吸着力を示す Getter1 を搭載した VIP は吸着力が低下するまで内圧を低く維持し続けた。10g を搭載した試験体は 25 年後の内圧が 20~30Pa 程度となった。表裏の平均温度を使って長期性能を計算した結果は、VIP の表裏の温湿度条件を用いて計算した長期性能よりも内圧上昇が抑えられる結果となり、建築環境下の長期性能を過少評価する結果となった。ガス透過はアレニウス則の指数関数に従って増える為、温度が高い環境が続く建築環境下では、一定温度環境よりもガス透過量が増える事が示唆された。従って、VIP の表裏の年間平均温度を用いた長期性能予測は建築環境における長期性能を過少評価する為、VIP の表裏の温湿度の条件を考慮する事で適切な長期性能が予測できると考えられる。

23°C における内圧の計算結果を見ると、内圧の増減が無くなり、徐々に内圧が上昇している様子が確認できた。温度が変わらない為、ガスが放出されずガス透過に従って内圧上昇速度に差が

見られる為と考えられる。図 4.34 に長期性能計算の 15～16 年目の熱伝導率の抜粋を示す。図より熱伝導率はゲッターの違いによって熱伝導率の変化量が異なり、外気温の季節変動の影響によるガス透過量の顕著な違いがあることが分かる。Getter2 を搭載した VIP は 25 年後の熱伝導率が 0.010W/mK を越えたが、Getter1 については 5g で 0.007W/mK 以下、10g 搭載で 0.003W/mK 程度であり、ヒュームドシリカコアの初期熱伝導率に近い値を 25 年間維持し続ける事が可能であることが分かった。

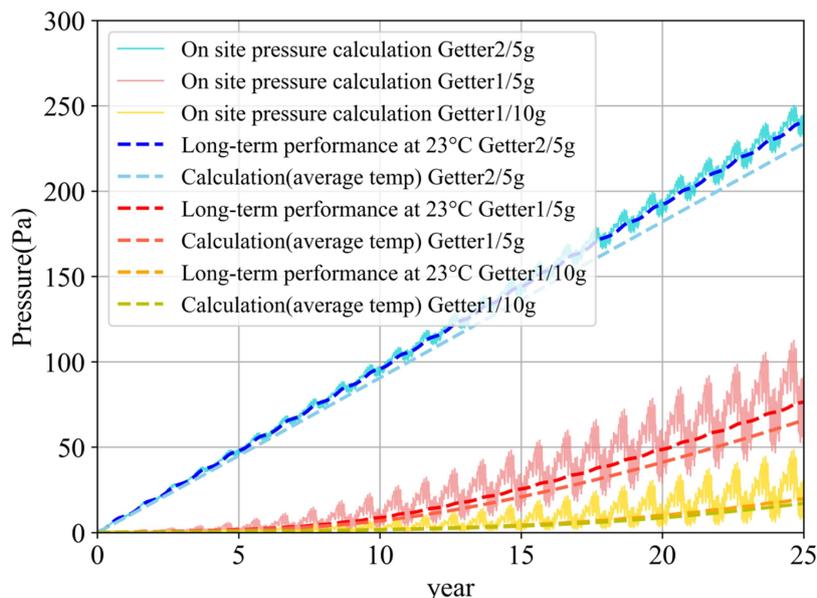


図 4.32. 建築環境における長期性能計算と 23°C環境での長期性能計算結果の比較 (VIP 内圧)

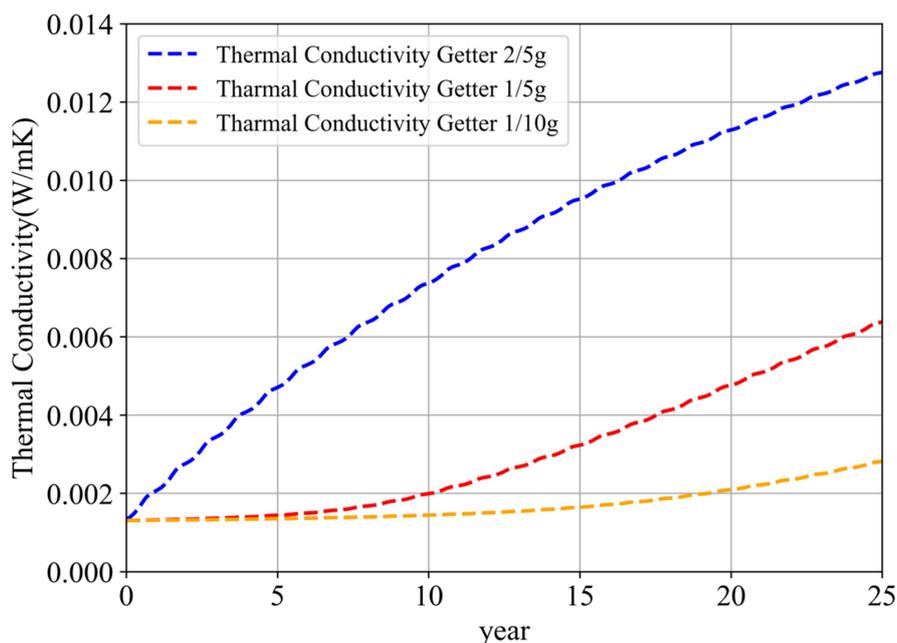
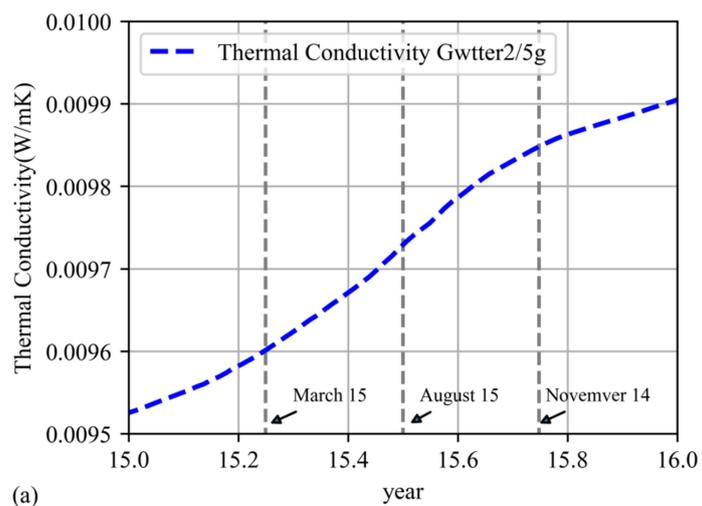
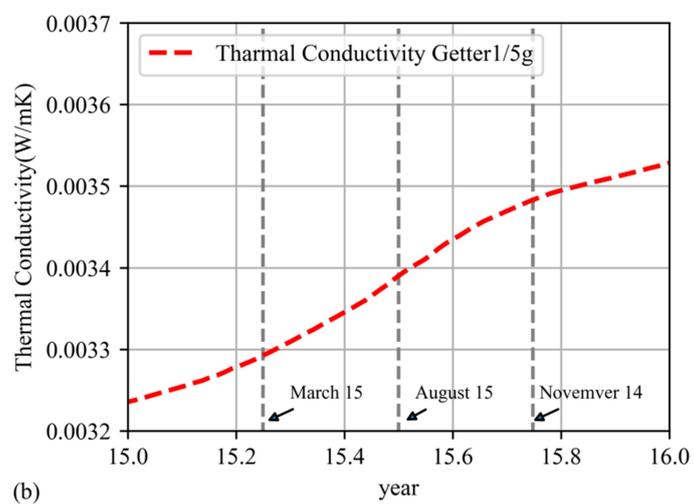


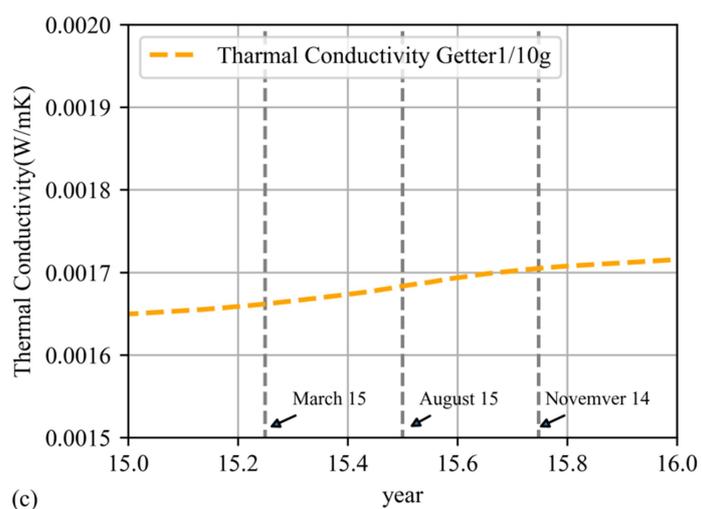
図 4.33. 23°C環境における長期性能計算結果 (熱伝導率)



(a)



(b)



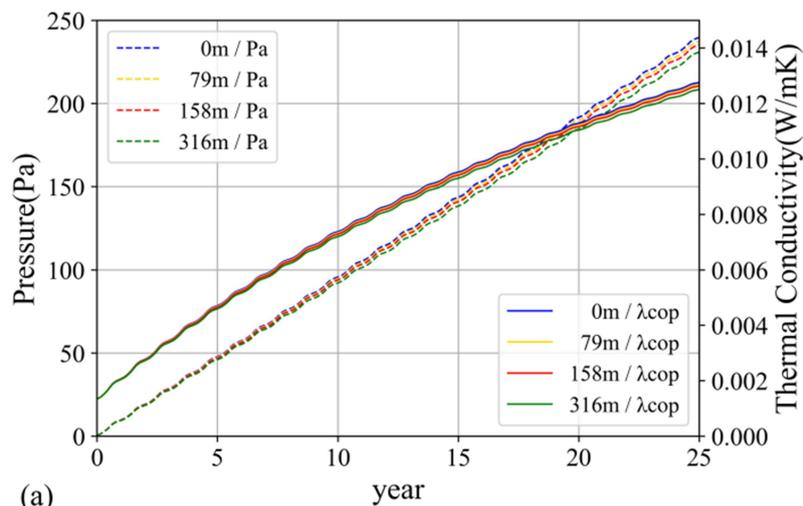
(c)

図 4.34. 各ゲッター別の 15 年目から 16 年目にかけての長期性能計算結果

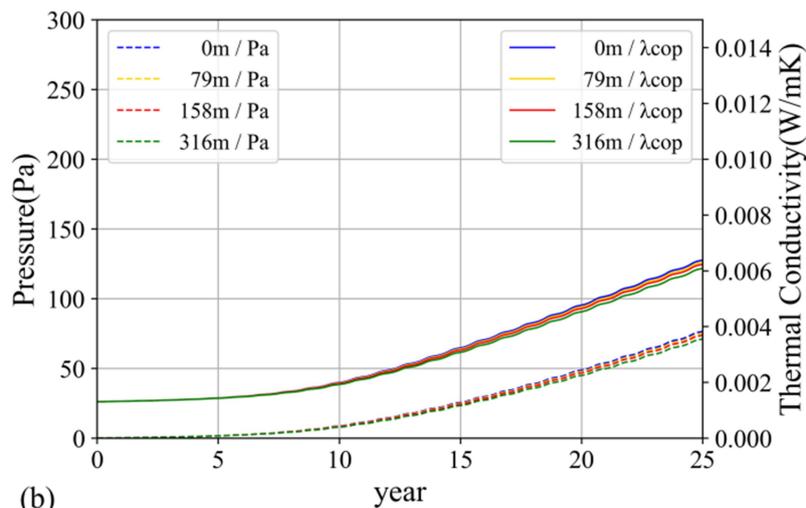
(a) Getter1 5g, (b)Getter1 10g, (c)Getter2 5g (15~16 年目)

4.6.3. 標高の違いを考慮した長期性能予測

4.5.2節において標高を考慮した大気圧を用いる方が実測値と計算値に近い事が確認された。そこで標高の条件を 0m、建物が施工されている標高の 158m、その半分の 79m、倍の 316m であると仮定した時の 25 年後の長期性能を予測した。ゲッターは Getter2 を 5g、Getter1 を 5g 搭載した時を想定し、VIP のサイズは 4.6.2 節と同じサイズ A (t15mm x 390mm x 670mm) で計算を行った。計算結果を図の 4.35 に示す。Getter1,2 共に標高を考慮した長期性能に大きな差は見られなかった。標高 0m と標高 316m を比較すると、Getter2 における 25 年後の内圧差は 8.84Pa だった。Getter1 における 25 年後の内圧差は 5.41Pa とわずかに Getter1 の方が差が小さい事が確認された。熱伝導率の差は Getter2 で 0.00025W/mK、Getter1 で 0.00029W/mK であり殆ど差が見られなかった。外気の乾燥空気圧力を、標高を考慮して計算する事で、ガス透過量に若干の差が見られるが長期性能への影響は小さい事が確認された。



(a)



(b)

図 4.35. 標高を考慮した長期性能予測結果 (a) Getter2、(b) Getter1

4.7. 第4章のまとめ

本章では、ゲッターを含むグラスファイバーコア VIP の長期性能を小型圧力センサーを用いる事で、建築環境下で直接測定する手法を示し、実際に建築環境下で VIP の内圧変化を測定した。また、第2章で提案した長期性能予測モデルを周囲が非一様に変化する建築環境下であることを考慮した予測モデルに発展させ、計算結果と圧力センサーからの測定値比較を行い、その妥当性を確認した。建築環境下ではゲッターの吸着温度依存性に依りて内圧が増減する事が実測結果と計算から確認され、予測結果と一致した。本章で得られた結果を以下にまとめる。

1. 12mm の VIP 表裏で夏場最大 16°C の温度差が確認され、VIP の高い断熱性を確認した。
2. これまでは VIP を取り外し、熱伝導率を測定する事で現場施工された VIP の長期性能を測定していたが、小型圧力センサーを用いて現場で内圧を測定する方法を提案し、妥当性を確認した。これにより VIP を取り外さずに、長期性能を現場で測定することが可能になると考えられる。
3. 本章で提案した建築環境下における予測モデルから計算された結果は、実測値とよく対応し本モデルの妥当性を確認した。
4. ガス透過の圧力差に標高を考慮した大気圧を用いる事で実測値との差が少なくなる傾向が確認された。
5. 予測モデルから計算された結果から、1 日の温度変化や季節によって内圧の増減が確認された。この現象はゲッターの吸着温度依存性によって引き起ると考えられる。
6. 吸着能力の高いゲッターは搭載量を増やす事で長期的な内圧増加を抑えるだけでなく、日中の温度上昇によるゲッターからのガス脱着を減らし、VIP 内の内圧安定性に寄与している事を測定値及び計算値より確認した。
7. VIP の表裏の年間平均温度をそれぞれ用いてガス透過量を計算して長期性能を予測した結果は、VIP の表裏の 1 時間当たりの温度変化の測定値を境界条件として用いた予測結果に比べて内圧が上昇せず、過少評価になる可能性があることを確認した。これはガス透過が、アレニウス則（指数関数）によるの温度依存性に従って生じていることと、夏場に VIP の屋外側で高い温度が維持されたことによると考えられる。
8. 標高を考慮した計算における長期性能予測の結果、25 年後の長期性能への影響は小さいことを確認した。

以上のように、VIP の長期性能はゲッターの吸着温度の依存性に強く依存し、VIP 周囲の環境条件と密接な関係があり、本章で構築した建築環境下における長期性能予測モデルは、このようなゲッターの温度依存性のあるガス吸脱着が考慮可能なモデルであることを確認した。ゲッター材の吸脱着を抑制するためには、ゲッター材を可能な限り VIP の低温側に配置すると良いと考えられる。従って、建築環境においては VIP が施工される地域・室内設定温度等の環境条件によってゲッター材の最適な配置が変わると考えられる。

本実験結果から十分な乾燥材を使用したゲッター入りグラスファイバーを芯材とする VIP において、建築環境下における長期性能は適切に評価可能であると考えられる。約 3 年における実測期間においてアレニウスプロットを逸脱するようなガス透過量の変化(すなわちラミネートフィルムの劣化) は内部圧力変化の測定結果より確認されていないが、ラミネートフィルムの乾燥空気透過率がフィルムそのものの材料劣化によって長期的に変化するかどうか、より詳細な検討が必要となると考えられる。また、本研究で用いたラミネートフィルムは相対湿度変化に伴うガス透過の変化が非常に小さい事が第 2 章で確認されているが、ガス透過の影響が外気相対湿度の影響を受ける場合は相対湿度の上昇と共に乾燥空気透過率がアレニウスプロットから逸脱する可能性がある。従って、そのようなフィルムを用いる場合はガス透過の温度依存性のみならず相対湿度依存性をモデルに考慮する必要がある。

単位

P_a	Pa	VIP 内部の乾燥空気圧力
P_{23}	Pa	23°C環境における VIP 内部の乾燥空気の圧力
$K_{a,total}$	$\text{g}/(\text{day} \times \text{Pa} \times \text{m}^2)$	VIP 全体のガス透過率
$K'_{a,total}$	$\text{g}/(\text{day} \times \text{Pa} \times \text{m}^2)$	建築環境における VIP 全体のガス透過率
$K_{a,surface}$	$\text{g}/(\text{day} \times \text{Pa} \times \text{m}^2)$	蒸着フィルム表面のガス透過率
$K_{a,edge}$	$\text{g}/(\text{day} \times \text{Pa} \times \text{m}^2)$	端部のガス透過率
$P_{a,atm}$	Pa	大気圧
$P_{a,atm,0}$	Pa	海拔 0m 地点の大気圧
M_a	Kg/mol	ガス分子量
V_{eff}	m^3	VIP の空隙体積
R	$\text{J}/(\text{K} \times \text{mol})$	気体定数
m_a	g	VIP へ透過するガス質量
T_i	K	雰囲気温度
T_{ex}	K	測定温度
T_0	K	海拔の温度
T_{ave}	K	VIP 表裏の平均温度
h	m	標高
g	m/s^2	重力加速度
AD_{tot}	-	センサーからの出力値
AD_{atm}	-	大気圧下におけるセンサーからの出力値
AD_{vac}	-	真空下におけるセンサーからの出力値
K_{AD}	-	式 4-1 におけるフィッティングパラメーター

参考文献

- [1]. H. Simmler, S. Brunner. Vacuum insulation panels for building application Basic properties, aging mechanism and service life, *Energy and Buildings* 37, (2005) 1122-1131, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2005.06.015>
- [2]. S. Brunner, T. Stahl, K.G. Wakili, An example of deteriorated vacuum insulation panels in a building façade, *Energy and Buildings* 54, (2012) 278-282, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2012.07.027>
- [3]. P. Mukhopadhyaya, D. MacLeanm J.Korn, D. van Reenen, S. Molleti, Building application and thermal performance of vacuum insulation panels (VIPs) in Canadian subarctic climate, *Energy and Buildings* 85, (2014) 672-680, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.038>
- [4]. T. Voellinger, A. Bassi, M. Heitel, Facilitating the incorporation of VIP into precast concrete sandwich panels, *Energy and Buildings* 85, (2014) 666-671, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.05.038>
- [5]. H. Sallee, D. Quenard, E. Valenti, M. Galan, VIP as thermal breaker for internal insulation system, *Energy and Buildings* 85, (2014) 631-637, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.039>
- [6]. P. Johansson, B. Adl-Zarrabi, A. S. Kalagasidis, Evaluation of 5 years' performance of VIPs in a retrofitted building façade, *Energy and Buildings* 130, (2016) 488-494, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.08.073>
- [7]. T. Lim, J. Seok, D. D. Kim, A Comparative Study of Energy Performance of Fumed Silica Vacuum Insulation Panels in an Apartment Building, *Energies* (2017), <http://doi.org/10.3390/en10122000>
- [8]. S. Fantucci, A. Lorenzati, A. Capozzoli, M. Perino, Analysis of the temperature dependence of the thermal conductivity in Vacuum Insulation Panels, *Energy and Buildings* 183, (2019) 64-74, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.10.002>
- [9]. A. Batard, T. Duforestel, L. Flandin, B. Yrieix, Prediction method of the long-term thermal performance of Vacuum Insulation Panels installed in building thermal insulation applications, *Energy and Buildings* 178, (2018) 1-10, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.08.006>
- [10]. K. Biswas, T. Patel, S. Shrestha, D. Smith, A. Desjarlais, Whole building retrofit using vacuum insulation panels and energy performance analysis, *Energy and Buildings* 203, (2019) 109430, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2019.109430>
- [11]. R. Caps, H. Beyrichen, D. Kraus, S. Weismann, Quality control of vacuum insulation panels: Methods of measuring gas pressure, *Vacuum* 82, (2008) 691-699, <http://doi.org/10.1016/j.vacuum.2007.10.015>
- [12]. 旭ファイバーグラス株式会社, 特許 6728438, 真空断熱材 (2020/07/03)
- [13]. 旭ファイバーグラス株式会社, 特許 6961447, 真空断熱材 (2021/10/15)
- [14]. WMO CIMO/ET-Stand-1/Doc.10 Pressure Reduction Formula (2012)
- [15]. JIS-A-1488 Test method for long term change in apparent thermal conductivity of vacuum insulation panels for buildings (2020)
- [16]. E BC Annex65 Long-term Performance of Super-Insulation Materials in Building Components and Systems Subtask I (2020)

第5章

住宅の外壁内部にVIPを施工する場合の長期性能の検討

5.1. 導入

5.1.1 研究内容

建築用途における真空断熱材の使用は他の断熱材と同様に外壁内側に施工する運用が行われており[1-9]、一部外壁側にEPS被覆されたパネルを施工し、モルタル被覆された事例もある[10]。そのような使い方を前提とすると、真空断熱材を建築用途に用いた際の主な長期性能を低下させる要因は、フィルムの乾燥空気、水蒸気の透過に影響を与える室内や外気の温湿度変動が大きく関係している。特に外気においては外気温だけでなく外壁面に当たる日射による等価気温の影響を考慮する必要がある。前章までの検討がハイブリットタイプであり、蒸着フィルムの空気の透過率はある温度以上でアルミ箔フィルムより大きくなる事と、フィルムの乾燥空気透過率と水蒸気透過率はアレニウスの式に従うことから、長期性能の低下を抑えることや、VIPのゲッター材やデシカント材の搭載量を抑制するためには、特に、蒸着フィルムを室内側あるいは外気側のどちらの向きに施工すればよいかを検討することは重要である。

以上を踏まえて、本章では、グラスファイバーコアVIPを一般的な断熱材と同様に外壁の内側に施工された状態を想定し、実環境で長期的に用いる為の真空断熱材の構成について提案を行うことを目的として、前章において妥当性が確認された長期性能予測モデルを用いて数値解析による検討を行った。上述の通り、特に蒸着フィルムの向きはガス透過・水蒸気透過と、それに伴うデシカントの飽和等の予測において重要な役割を持つため、建築環境条件下での蒸着フィルムの施工向きとデシカントの飽和に着目し、最適な施工向きについて検討する。その他にゲッター材搭載量による内圧上昇量の差、VIPのサイズによる長期性能差、VIPが施工される外壁の日射吸収率差に伴う相当外気温度変化についても着目し、VIPの材料構成が長期性能へ与える影響を考察する。本章では境界条件として外壁側は相当外気温度とし、室内側は室内温度を23℃固定として長期性能予測を行う。本計算ではVIPを完全断熱体とし、VIPの施工における周囲からのヒートブリッジによるパネル面周囲の温度変化は現時点では考慮しないものとした。

5.1.2 研究プロセス

本章では住宅において、VIPを既存の断熱材と同様に充填断熱した際の周囲の温熱環境を想定し、VIPの長期性能予測を行う。本来外壁側材料の熱抵抗を考慮してVIP表面温度を計算するが、ここでは最も過酷な条件を想定し、外壁側の材料の熱抵抗を無視し、外壁面の日射吸収率を考慮した相当外気温度がVIPの外壁側境界条件になるように計算を行う。検討対象地域の外気条件は2020年の気象庁各種データ・資料[11]を参照し、外気温湿度のデータ及び日射量を参照する。施工方位及び外壁日射吸収率を考慮する計算においては相当外気温度を計算し、境界条件に用い

た。各境界条件を求め、VIP の物性値を決定した後に長期性能予測を行い、施工向きや材料構成差等から適切な材料設計について考察する。

本章は以下の研究手順で行われた

1. VIP の検討対象地域と施工方位を決定する。
 - ・ 検討対象と想定する地域の決定、温湿度・日射データの取得を行う。
 - ・ VIP の材料構成の決定、施工方位・蒸着面の向き等の決定を行う。
2. 日射を考慮した施工環境条件の計算
 - ・ 1 年間の日射量と外気温湿度を用いて、検討対象地域の鉛直面・水平面を想定した日射量計算とそれに伴う外壁の相当外気温計算から境界条件の決定を行う。
3. 検討対象地域別の長期性能予測の数値計算を行う。
 - ・ 2. で求めた相当外気温と外気相対湿度、室内温湿度を用いて、式 4-4, 4-6 を用いた内圧の時間変化の計算を行い、式 2-7 を用いた熱伝導率に換算した結果を求める。
4. 得られた結果を示し考察を行う。
 - ・ 施工方位別の長期性能差はどの程度あるか？
 - ・ ゲッターの搭載量による長期性能差はどの程度あるか？
 - ・ 蒸着面の向きによる長期性能差はどの程度あるか？
 - ・ デシカント飽和予測から建築環境下におけるデシカント量はどの程度必要か？

以上の検討から、建築環境下における VIP の長期性能について数値計算より考察する。

5.2. 計算に用いる物性値、VIP 施工想定構造、境界条件について

数値計算に用いる物性値はこれまで第 2 章・3 章で求めてきた乾燥空気透過及び水蒸気透過のアレニウスプロット、ゲッターの吸着温度依存性を考慮する。境界条件については前述した通り対象地域における温湿度・日射量を気象庁各種データより抜粋し、等価気温を考慮した相当外気温度の計算に用いた。

5.2.1. 計算に用いた VIP のフィルムの気体透過率と水蒸気透過率、及びゲッターの吸着等温線

図 5.1, 5.2, 5.3 に、長期性能予測に用いたフィルムの気体透過率、水蒸気透過率、ゲッターの N₂ 吸着等温線をそれぞれ示す。気体透過率は第 2 章、水蒸気透過率は第 3 章、ゲッターの吸着特性は第 2 章で得られた N₂ 吸着力の強い Getter1 と等しい材料を用いた。

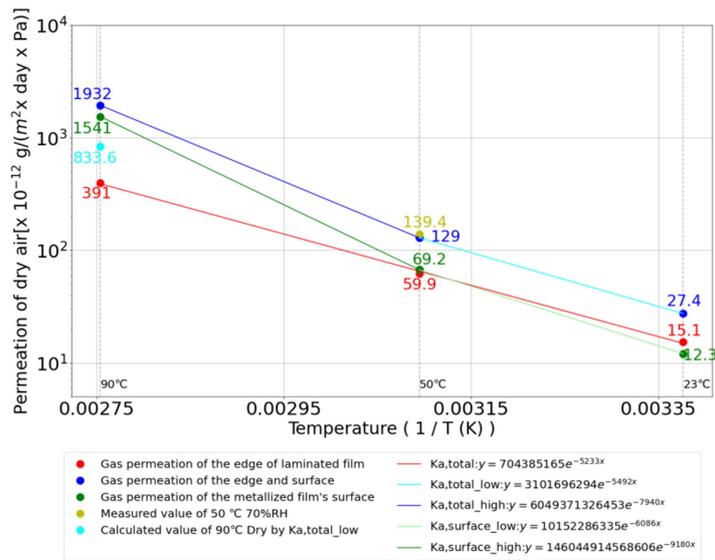


図 5.1.解析に用いたフィルムの乾燥空気透過率（第二章図 2.7 より再掲）

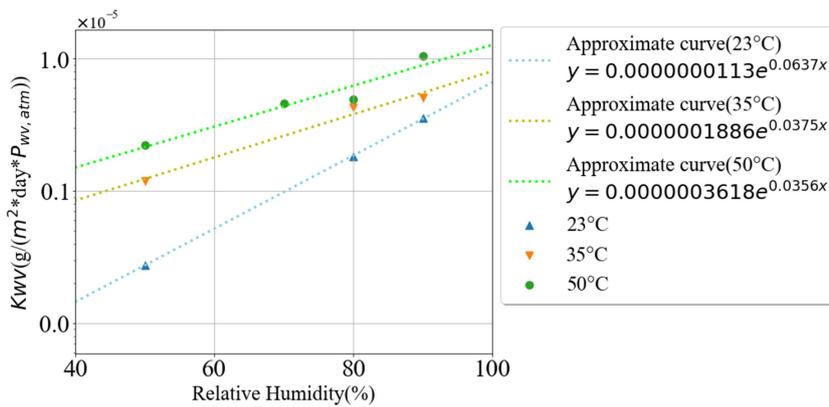


図 5.2.解析に用いた蒸着フィルムの水蒸気透過率（第三章図 3.21 より再掲）

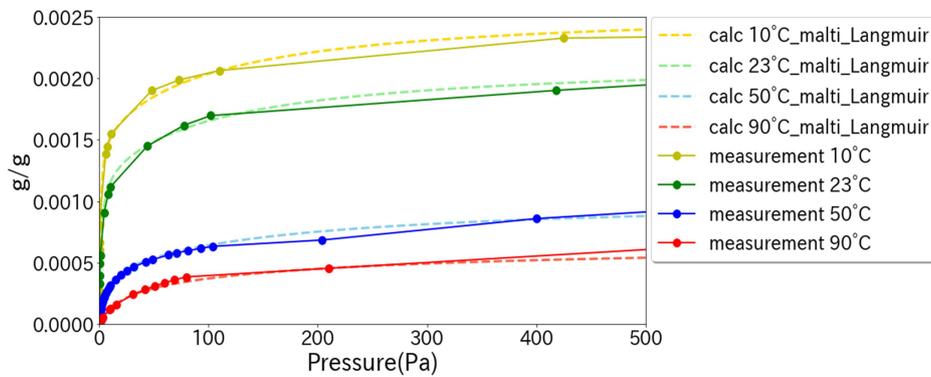


図 5.3.解析に用いたゲッター（Getter1）の N₂ 吸着等温線（第二章図 2.13 より再掲）

5.2.2. 壁体構成

本章では住宅外壁内側にVIPが施工された状態を想定する。外壁面内側に施工されるVIPは構造用合板の内側（最も外壁側に近い面）に施工された場合を想定する。この時VIP外壁側の境界条件はVIPを完全断熱体と仮定し、外気側の相当外気温度を用いる事とした。長期性能予測においては第2章で示した測定結果から温度が高い条件で乾燥空気透過が早く進行し、内圧の上昇が進行する。従って、完全断熱体と仮定した場合、日射があたる条件では表面温度が実施工条件よりも高くなり、よりフィルムの乾燥空気の透過率が大きくなる厳しい評価環境になると考えられる。図5.4に鉛直面の壁体構成を、図5.5に水平面の壁体構成を示す。実際には外壁材料・空気層・透湿防水シート・構造用合板等が存在するが、計算上最も乾燥空気透過が過酷な条件になるようVIPの外壁側表面温度が相当外気温度になるよう計算を行う為の構成とした。

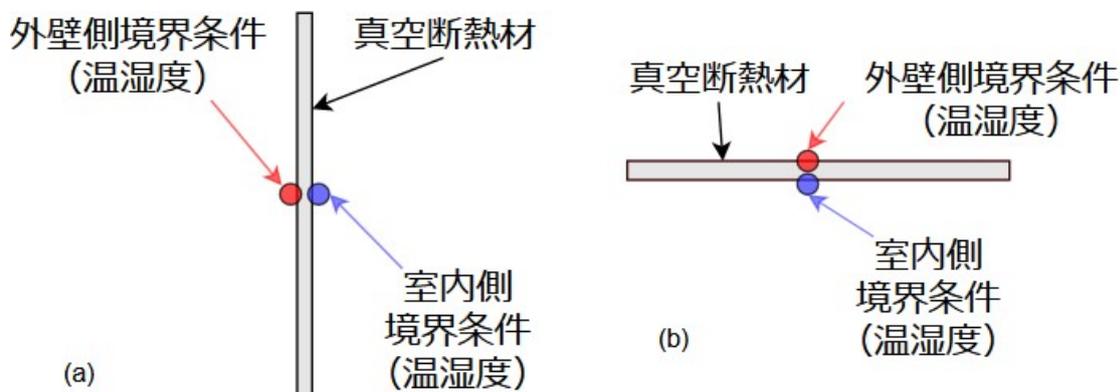


図5.4. 検討対象の壁体構成とVIPの表裏面の境界条件

(a)鉛直面 (b)水平面

5.2.3. 相当外気温度

VIPは実住宅の外壁鉛直面内側の外壁側に施工されることを想定した。この場合、外壁面は日射によって日中気温が上昇する為、相当外気温を考慮する必要がある。外壁表面に入射する日射の総和を E_{es} (E/m²)とし、外壁表面の日射吸収率を A_s 、外気温を t_a (°C)、等価気温を t_e (°C)とすると、

$$t_e = A_s \times E_{es} / \alpha, \quad (5-1)$$

と表す事ができる。ラミネートフィルムのガス透過率がアレニウス則によるため、日射によりVIPの外気側表面温度が高い条件は、ガス透過量が増え、長期性能予測においてより内圧が上昇しやすい条件といえる。また、高い断熱性を有するVIPを対象とする検討であることから、材

料を完全な断熱性を有する材料と見なすことで、断熱材内部の熱流は 0 となり、外壁表面温度 T_{ex} は外気温を t_{α} (°C) とすると、以下の式で表す事ができる。

$$T_{ex} = t_{\alpha} + t_e \quad (5-2)$$

5.2.4. 地面での直達日射量

等価気温を推定する為には外壁面へ入射する日射量を求める必要がある。地面における直達日射はブーゲ(Bouguer)の式より以下 5-3 で表す事ができる[11]。

$$J = J_0 P^{cosech} \quad (5-3)$$

ここで、大気圏外法線日射量を J_0 、地表面付近での法線日射量を J 、大気透過率を P 、太陽高度を h とする。 J_0 は $1.353(\text{kW/m}^2)$ を用いた。

5.2.5. 水平面・円直面への直達日射量、南鉛直面の日射量の計算 [11,12]

5.2.5.1. 太陽位置の計算

建物の水平面又は鉛直面への日射量を求めるには、太陽位置を決定する必要がある。太陽高度を h 、方位角を α_h とし、季節変動は日赤緯を δ 、時刻は時角 t を用い、図 5.5 における天球上において球面三角形 PZM を考えると、球面三角形の公式から以下の式で表す事ができる。

$$\cos h \sin \alpha_s = \cos \delta \sin t \quad (5-4)$$

$$\sin h = \sin \delta \sin \varphi + \cos \delta \cos \varphi \cos t \quad (5-5)$$

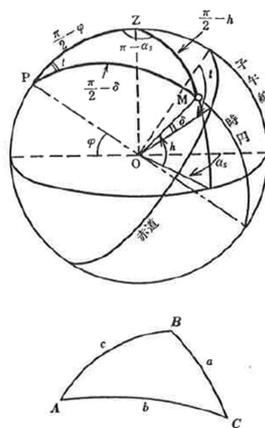


図 5.5. 太陽位置を示す天球上の球面三角形

引用文献[12] 松浦邦男,高橋大武著,エース建築工学シリーズ,建築環境工学I(2001),P.6 より抜粋

5.2.5.2. 傾斜面への太陽光線の入射角

図 5.6 における水平面 H と傾斜角 γ をもつ傾斜面で、その正南向きからの方位角は α 。この傾斜面の O 点に、高度 h 、方位角 α_s の太陽光線が入射角 i で入射すると、入射角 i は次の式で表される。

$$\cos i = \cos \gamma \cos \left(\frac{\pi}{2} - h \right) + \sin \gamma \sin \left(\frac{\pi}{2} - h \right) \cos(\alpha_s - \alpha) \quad (5-6)$$

$$\cos i = \cos \gamma \sin h + \sin \gamma \cos h \cos(\alpha_s - \alpha) \quad (5-7)$$

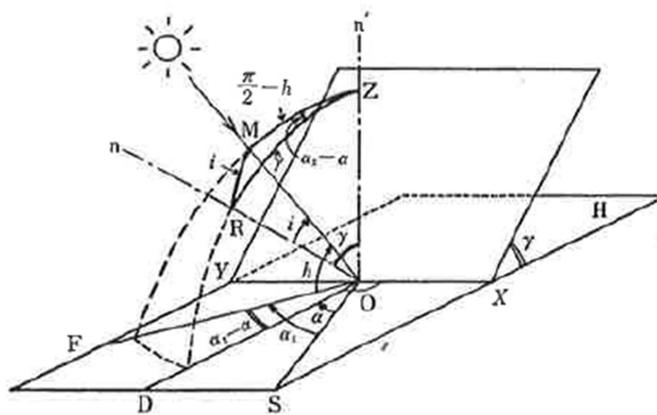


図 5.6. 傾斜面への太陽光線の入射

引用文献[12] 松浦邦男,高橋大武著,エース建築工学シリーズ,建築環境工学I (2001),P.29 より抜粋

赤道座標系(t, δ)を用いると、式(5-4), (5-5)より、 ϕ をその土地の緯度として、

$$\begin{aligned} \cos i = & \cos \gamma (\sin \phi \sin \delta + \cos \phi \cos \delta \cos t) \\ & + \sin \gamma \{ \sin \alpha \cos \delta \sin t + \cos \alpha (\sin \phi \cos \delta \cos t - \cos \phi \sin \delta) \} \end{aligned} \quad (5-8)$$

と表す事ができる。

5.2.5.3. 傾斜面への直達日射量

大気圏外の法線日射量 E_{e0} 、地表面におけるそれを E_e 、 m を大気圏外からの地表面までの質量距離とすると、次式で表す事ができる。

$$E_e = E_{e0} e^{-am} \quad (5-9)$$

ここで a は消散係数と呼ばれる比例係数である。式(5-9)より、傾斜角 γ 、傾斜面方位角 α の傾斜面への直達日射量 E_{ei} は、

$$E_{ei} = E_i \cos i = E_{e0} P^{cosech} \sin h \quad (5-10)$$

と表される。

5.2.5.4. 水平面の直達日射量

式(5-7), (5-8), (5-10)において、 $\gamma=0$ とすると、水平面の直達日射量(E_{eH})は次式で表される。

$$E_{eH} = E_e \cos i = E_{e0} P^{cosech} \sin h \quad (5-11)$$

$$E_{eH} = E_e (\sin \varphi \sin \delta + \cos \varphi \cos \delta \cos t) \quad (5-12)$$

$$E_{eH} = E_{e0} P^{1/(\sin \varphi \sin \delta + \cos \varphi \cos \delta \cos t)} \quad (5-13)$$

5.2.5.5. 鉛直面の直達日射量

式(5-10)において、 $\gamma=\pi/2$ とすると、鉛直面の直達日射量(E_{eV})は次式で表される。

$$E_{eV} = E_e \cos h \cos(\alpha_s - \alpha) \quad (5-14)$$

$$E_{eV} = E_e \{\sin \alpha \cos \delta \sin t + \cos \alpha (\sin \varphi \cos \delta \cos t - \cos \varphi \sin \delta)\} \quad (5-15)$$

南鉛直面においては、 $\alpha=0$ のとなり次式で表される。

$$E_{eHS} = E_e \cos h \cos \alpha_s = E_e (\sin \varphi \cos \delta \cos t - \cos \varphi \sin \delta) \quad (5-16)$$

5.2.6. 天空放射

天空放射は太陽からの放射線が大気によって散乱されて生じ、外壁面へ入射する日射量と合わせて等価気温に影響を与える。天空放射はベルラーゲ(Berlage)式より次式で表す。

$$J_{SH} = \frac{1}{2} J_0 \sin h \frac{1 - P^{cosech}}{1 - 1.4 \cdot \ln P} \quad (5-17)$$

大気透過率は気象庁の各種データ[11]より 2020 年の水平面日射量の実測値とブーゲ式より与えられる水平面の直達日射量とベルラーゲ式より与えられる天空放射の和が合うように大気透過率 P を求めた。その値を用いて、南面鉛直の日射量 E_{eHS} を算出した。得られた日射量から、式(5-1)を用いて南鉛直面における等価気温を求めた。

5.3 計算対象と施工対象地域

ここでは計算条件として施工地域、及び外壁側表面の日射吸収率について決定する。5.2.2 の通り、想定する外壁材料はあるものの、計算上は外壁側の相当外気温を境界条件とする。

5.3.1. 外壁側表面の日射吸収率

外壁表面の日射吸収率 A_s は表 5.1.の通り実際の建築材料でありうる値を想定した。外壁表面の熱伝達率 α は $23.0[W/m^2K]$ とした[13]。ただし上述した通り、あくまで計算を行う対象は図 5.4 に示す通り VIP 表裏であり、日射吸収率は相当外気温の計算の為に用いた。

表 5.1.

検討に用いる日射吸収率

条件	条件 1 ^{※1}	条件 2 ^{※2}	条件 3 ^{※3}
日射吸収率	0.4	0.6	0.8

※1: 遮熱塗料鋼板外壁など[14], 第 4 章における外壁材料も条件 1 と同様の日射吸収率を有する (遮熱塗料, 白色, ガルバウム鋼板)

※2: ガルバリウム鋼板等[15], JIS -G-3322 塗装溶融 55%アルミニウム-亜鉛合金めっき鋼板及び鋼帯に規定される最低反射率より

※3: コンクリート等[12]

5.3.2. 検討対象地域の外気温湿度と相当外気温

計算対象地域として寒冷地として平成 25 年改訂版省エネルギー基準[16]区分 2 地域に該当する北海道札幌市、及び 6 地域に該当する大阪府大阪市を対象とした。外気温湿度・水平日射量は 2020 年の気象庁各種データ・資料より取得した[13]。札幌における南面の各想定外壁時の等価気温と外気温の比較を図 5.7 に、大阪における各想定外壁の南面の等価気温と外気温の比較を図 5.8 に示す。それらの最大・最低・平均温度をそれぞれ表 5.2 にまとめて示す。また各日射吸収率の外壁を想定した際の各方位別の外壁等価気温を図 5.9 - 5.14 にまとめて示す。その時の最大・最低・平均温度を表 5.3-5.8 にまとめて示す。同様に相対湿度について札幌における年間相対湿度を図 5.15 に、大阪における年間相対湿度を図 5.16 に示す。大阪市と札幌市の日平均相対湿度比較を図 5.17 に示す。それらの最大・最低・平均相対湿度を表 5.9 にまとめて示す。これらの各方位の 1 年間のデータを 25 年分繰り返した値を境界条件とし、25 年後の性能を予測した。

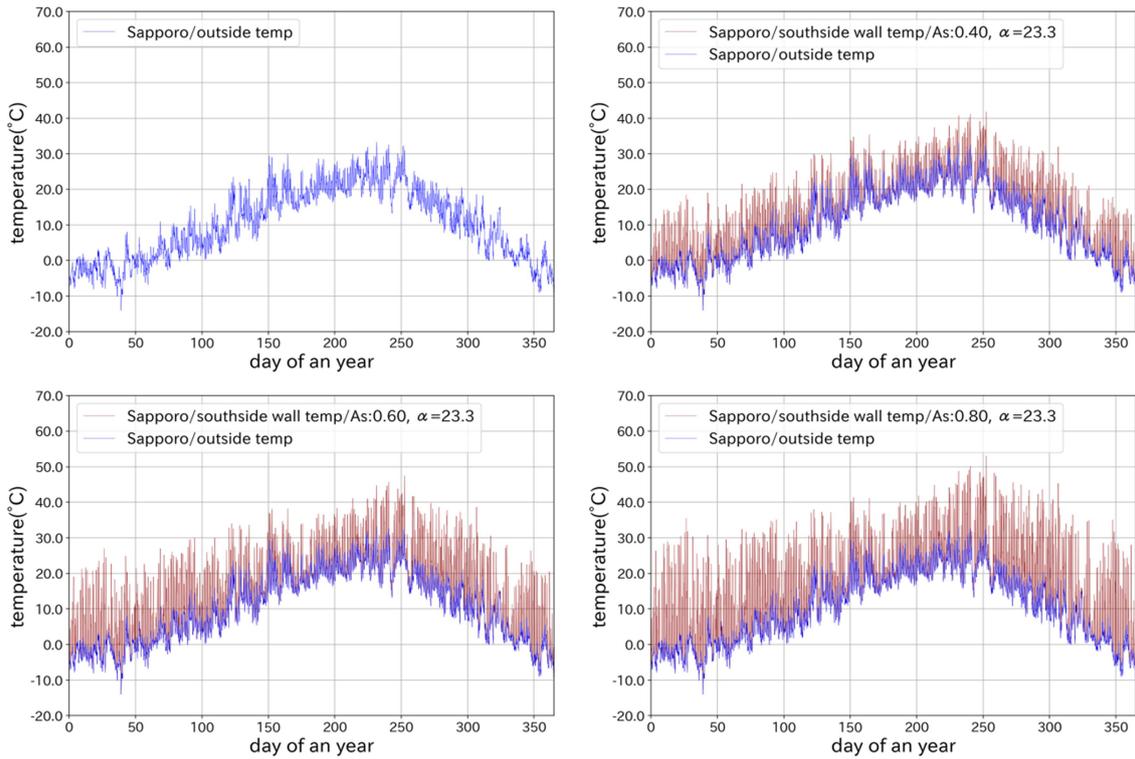


図 5.7. 札幌市の外気温と各外壁を想定した際の南鉛直面の 1 年間の相当外気温比較

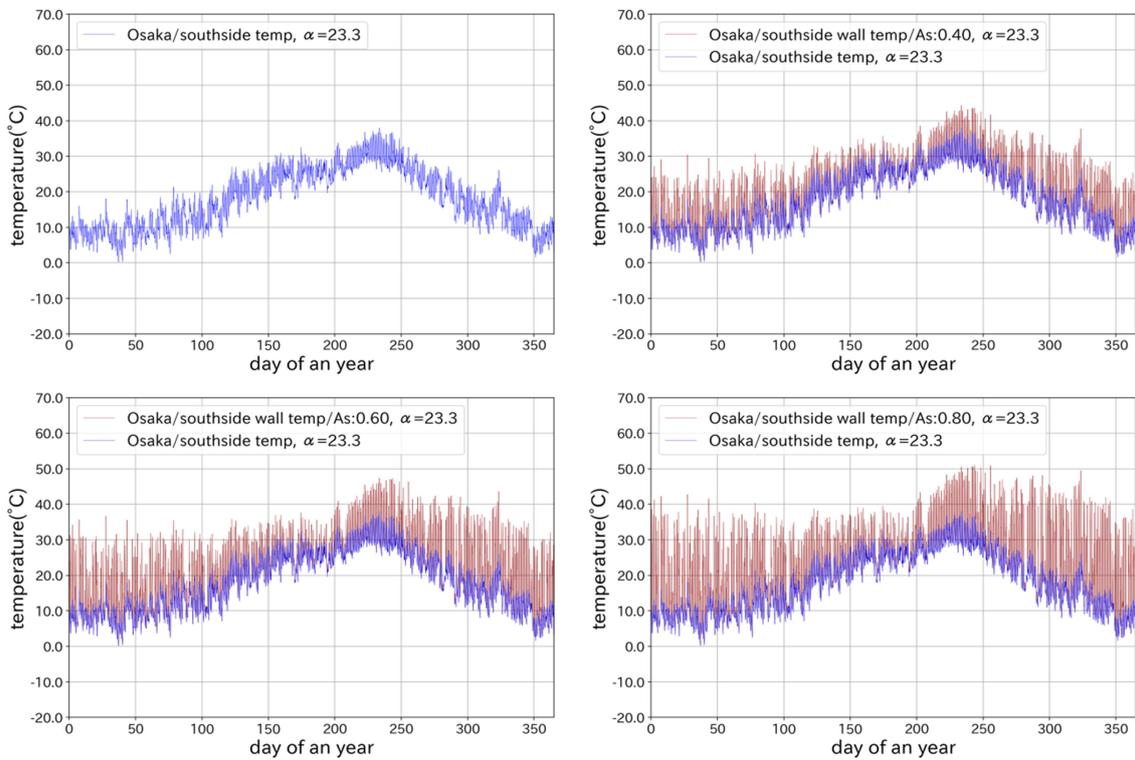


図 5.8. 大坂市の外気温と各種外壁を想定した際の南鉛直面の相当外気温比較

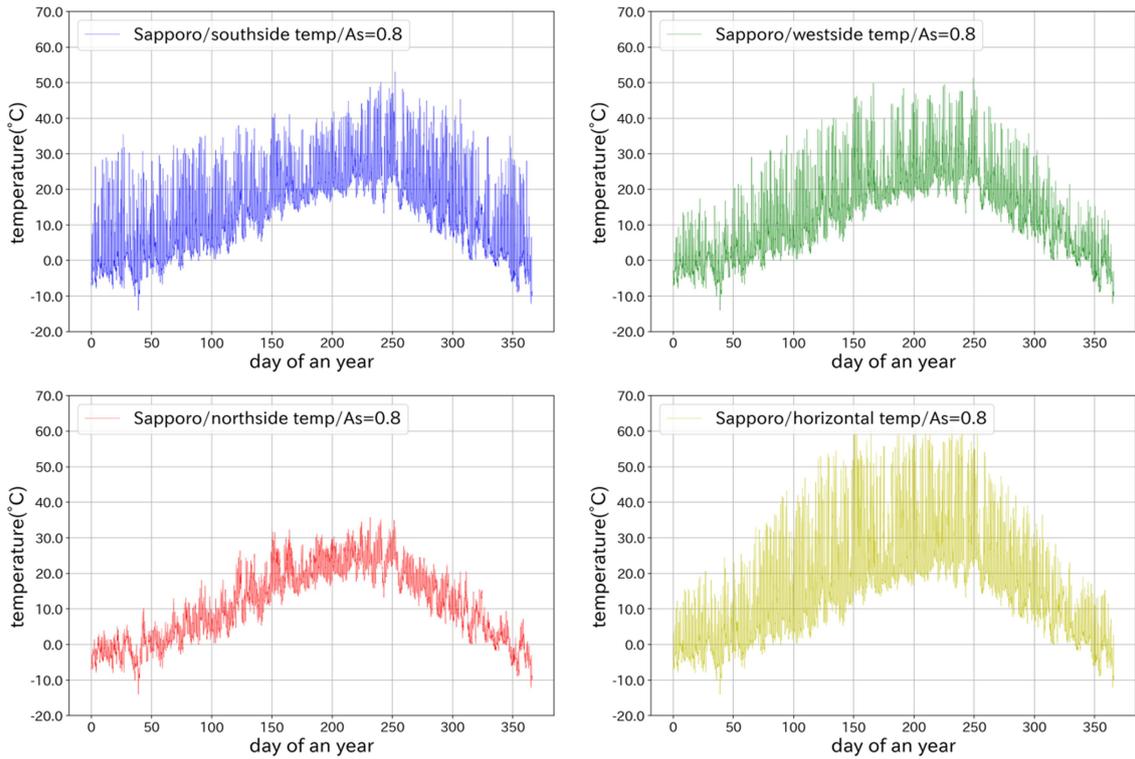


図 5.9. 札幌市の方角別の相当外気温の 1 年間の比較(As=0.8)

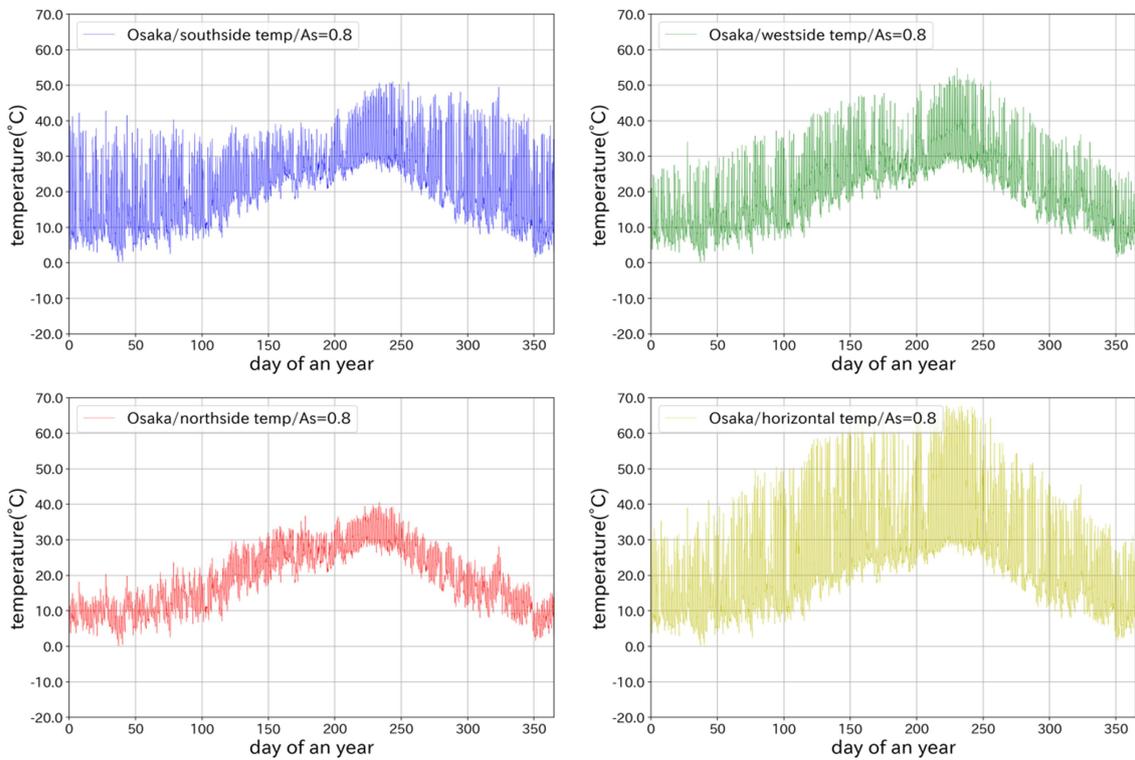


図 5.10. 大阪市の方角別の相当外気温の 1 年間の比較(As=0.8)

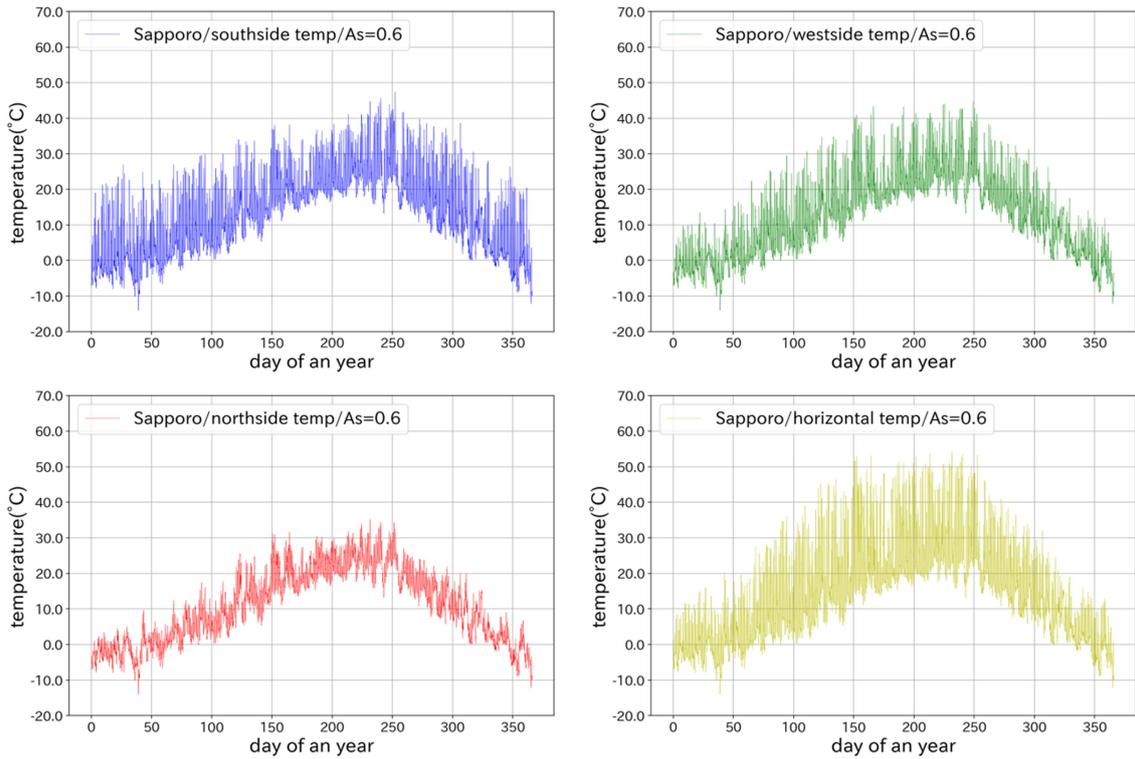


図 5.11. 札幌市の方位別の相当外気温の 1 年間の比較(As=0.6)

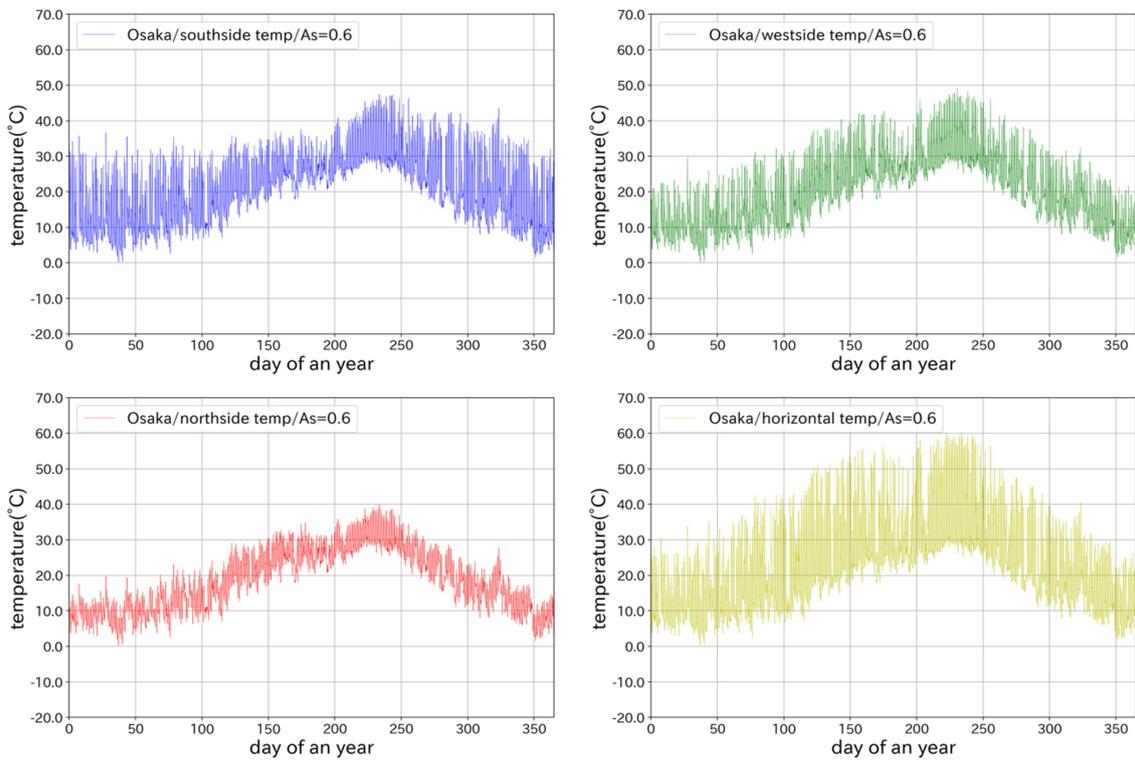


図 5.12. 大阪市の方位別の相当外気温の 1 年間の比較(As=0.6)

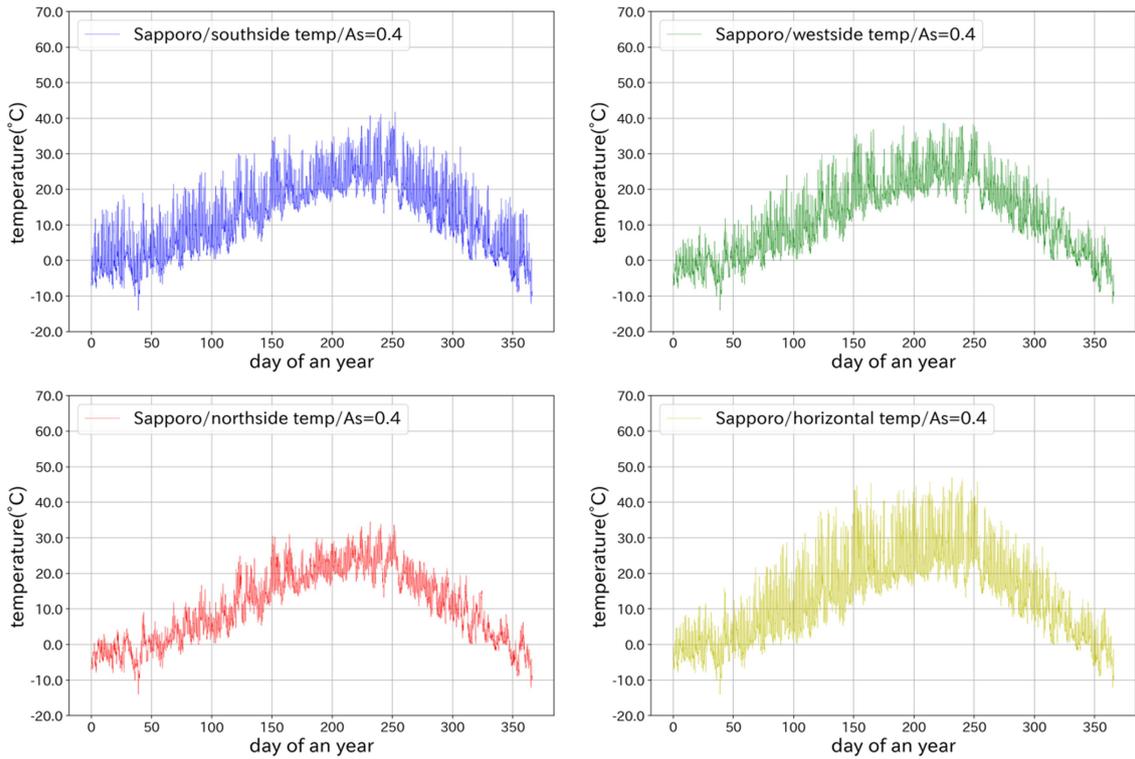


図 5.13. 札幌市の方位別の相当外気温の 1 年間の比較(As=0.4)

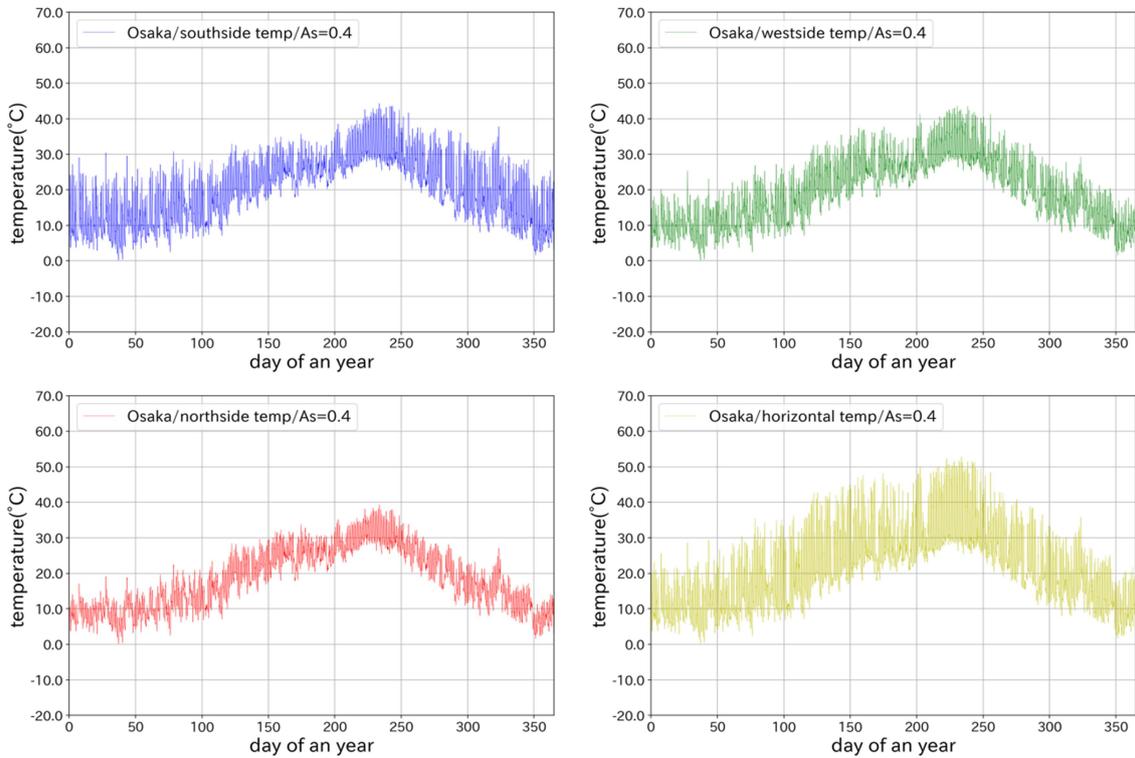


図 5.14. 大阪市の方位別の相当外気温の 1 年間の比較(As=0.4)

表 5.2.

各種外壁を想定した際の南鉛直面の相当外気温の平均・最高、最低気温比較

地域	日射吸収率 A_s	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
札幌	0.0 (外気温)	10.0	33.3	-14.0
札幌	0.4	11.7	41.8	-14.0
札幌	0.6	12.5	47.4	-14.0
札幌	0.8	13.4	53.0	-14.0
大阪	0.0 (外気温)	17.7	38.0	0.20
大阪	0.4	19.4	44.3	0.20
大阪	0.6	20.2	47.6	0.20
大阪	0.8	21.1	51.0	0.20

表 5.3.

日射吸収率 0.8 の時の札幌市各種方位別相当外気温の平均・最高・最低気温比較

地域	方位($A_s=0.8$)	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
札幌	南	13.4	53.0	-14.0
札幌	北	10.9	35.8	-14.0
札幌	西	12.3	51.3	-14.0
札幌	水平	15.0	61.5	-14.0

表 5.4.

日射吸収率 0.6 の時の札幌市各種方位別相当外気温の平均・最高・最低気温比較

地域	方位($A_s=0.6$)	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
札幌	南	12.5	47.4	-14.0
札幌	北	10.7	35.2	-14.0
札幌	西	11.7	44.7	-14.0
札幌	水平	13.7	54.0	-14.0

表 5.5.

日射吸収率 0.4 の時の札幌市各種方位別相当外気温の平均・最高・最低気温比較

地域	方位($A_s=0.4$)	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
札幌	南	11.7	41.8	-14.0
札幌	北	10.9	34.5	-14.0
札幌	西	11.2	38.8	-14.0
札幌	水平	12.5	46.9	-14.0

表 5.6.

日射吸収率 0.8 の時の大阪市各種方位別の相当外気温の平均・最高・最低温度比較

地域	方位($A_s=0.8$)	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
大阪	南	21.0	51.0	0.20
大阪	北	18.6	40.6	0.20
大阪	西	20.1	55.0	0.20
大阪	水平	23.3	67.6	0.20

表 5.7.

日射吸収率 0.6 の時の大阪市各種方位別の相当外気温の平均・最高・最低温度比較

地域	方位($A_s=0.6$)	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
大阪	南	20.2	47.5	0.20
大阪	北	18.4	39.9	0.20
大阪	西	19.5	49.3	0.20
大阪	水平	21.9	60.3	0.20

表 5.8.

日射吸収率 0.4 の時の大阪市各種方位別の相当外気温の平均・最高・最低温度比較

地域	方位($A_s=0.4$)	平均温度(T)	最高温度(T)	最低温度(T)
大阪	南	19.4	44.3	0.20
大阪	北	18.1	39.3	0.20
大阪	西	18.9	43.6	0.20
大阪	水平	20.5	52.9	0.20

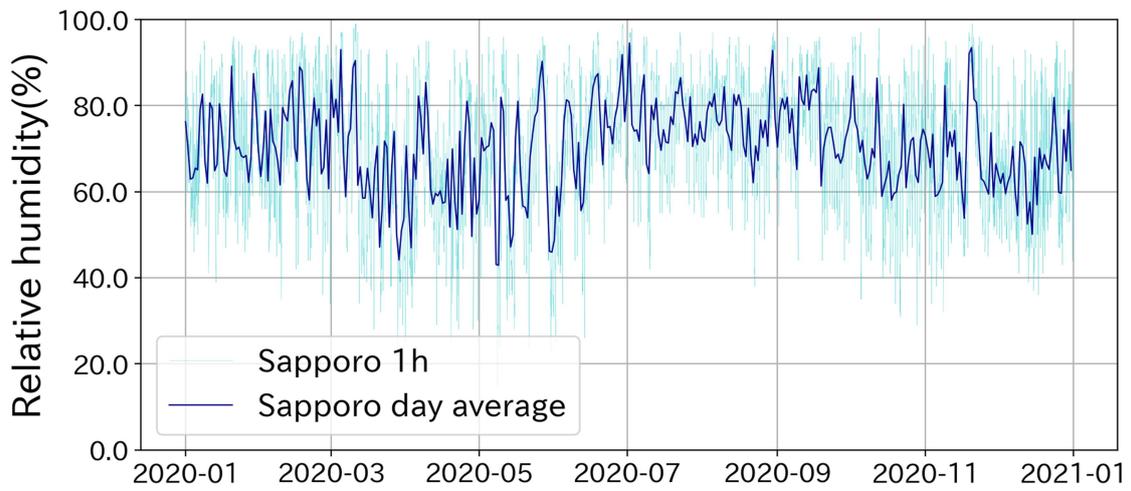


図 5.15. 札幌市の年間相対湿度(1h 間隔)と日平均相対湿度

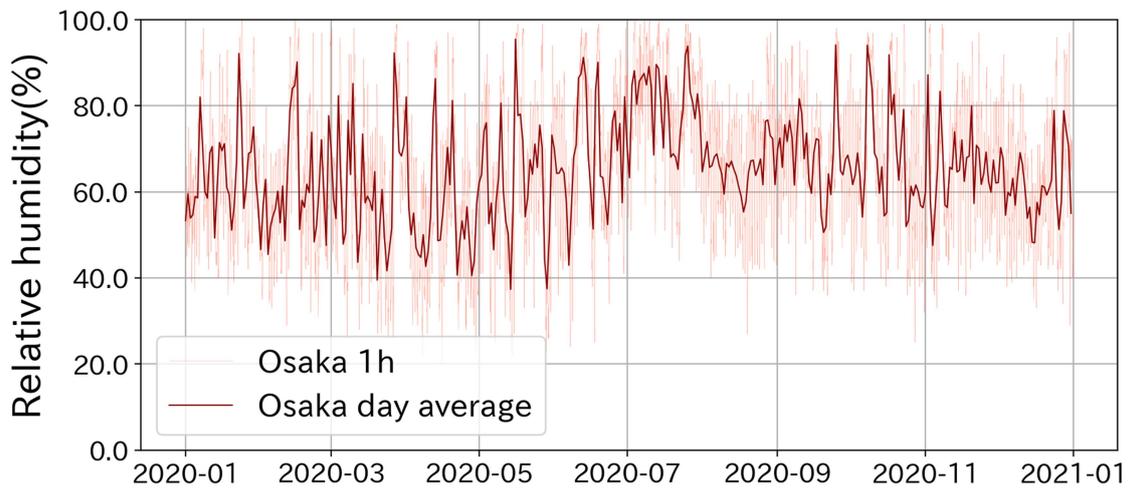


図 5.16. 大阪市の年間相対湿度(1h 間隔)と日平均相対湿度

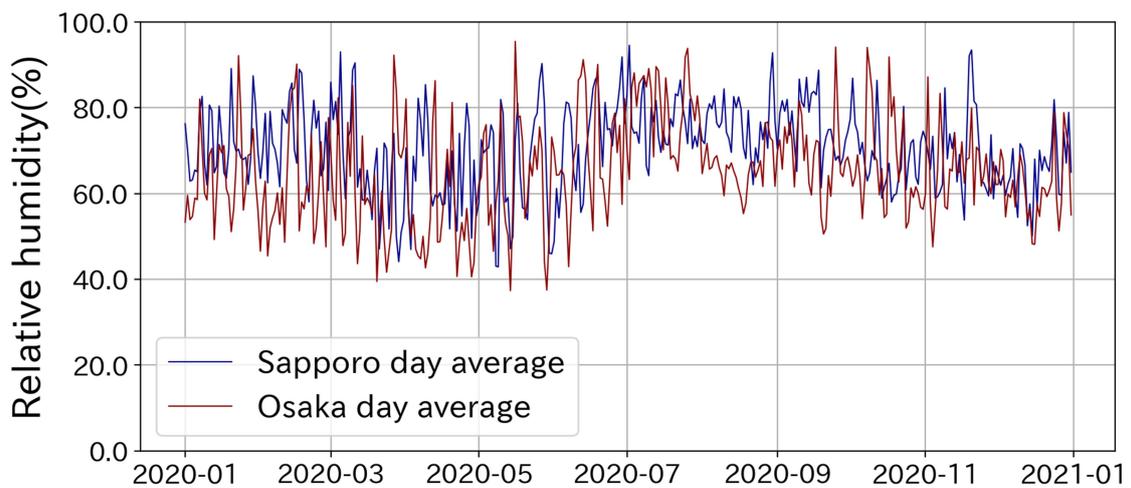


図 5.17. 札幌市・大阪市の日平均相対湿度比較

表.5.9.

札幌市・大阪市の平均相対湿度・最高相対湿度・最低相対湿度比較

地域	RH _{ave}	RH _{min}	RH _{max}
札幌	70.5	15.0	99.0
大阪	65.3	20.0	100.0

5.3.2.1. 南面における日射吸収率別の相当外気温の比較

図 5.3,5.4 及び表 5.2 より、札幌と大阪共に年間の平均気温は水平面が最も高く、次いで南、西、北となった。南面において札幌と大阪に最高気温は 5°C 差であり、 $A_s=0.8$ の外壁においては 2°C の差しかない事がわかった。最低気温は 14°C の差があり、省エネ区分における大きな差が確認された。一方、平均気温は外気温で 7.4°C、 $A_s=0.8$ の時 7.7°C の差と外気温と相当外気温で気温差が変わる事はなかった。

5.3.2.2. 各日射吸収率別の相当外気温の比較

図 5.8~5.13 及び表 5.3~5.8 より札幌と大阪共に年間の平均気温は水平面が最も高く、次いで南、西、北となった。各日射吸収率別で同じ傾向であった。大阪市は最高気温が水平面に次いで西面が最も高くなったが平均気温は南面の方が西面に比べて高くなった。方位別の日射特性がよく表れていると考えられる。

5.3.2.3. 札幌市・大阪市の相対湿度の比較

図 14,15,16 及び表 5.9 より相対湿度は平均値で札幌が 5% 程高く、最低相対湿度は札幌が 5% 低い事が確認された。どちらの条件においても最大 100% 近い相対湿度が確認された。相対湿度は VIP の水蒸気透過に大きな影響を与えるが、大阪市の方が年間平均温度が高い事から、透過水分量も多い事が想定される。

5.3.3. 室内側温度について

室内側表面温度は室内側の空調の設定温度等にも左右される為、真空断熱材の長期性能予測における標準条件である 23°C で一様であると想定して境界条件に用いた。

5.4. 札幌・大阪の2地域を対象とした長期性能予測と計算条件

札幌と大阪の2地域を対象とし、外壁面内側に施工されたVIPを対象として長期性能予測を行った。長期性能予測においては以下について検討する。

1. 施工の方位・向き・ゲッター搭載量の違いによる長期性能の比較
2. 等価気温の違い（外壁の日射吸収率の違い）による長期性能の比較
3. VIPの厚さの違い（サイズ違い）による長期性能の比較
4. 検討対象地域の年平均外気温を用いた場合とVIPの表裏の温湿度を用いた場合のそれぞれの長期性能の比較
5. 蒸着フィルムの施工向きの違いによるデシカントの水蒸気吸着量の飽和に達する期間の予測

全ての計算において、気体透過率は図5.1及び5.2に示す乾燥空気及び水蒸気透過のアレニウスの式に従うとし、圧力変化の式(4-4)にて、 $t=600 / 3600$ (10分間隔)で計算が行われた。この式では乾燥空気透過率を外壁側は相当外気温を用い、室内側は23°C一定の条件を用いて計算し、ゲッターの吸着温度は式(4-6)を用いて23°Cとした。式(4-6)で内圧部圧力が熱伝導率測定条件である23°C条件になった為、その圧力変化を用いて熱伝導率測定環境下における熱伝導率変化の計算は式(2-8)を用いて計算した。水蒸気透過率については10min、1時間、3時間、6時間間隔で計算を行い、デシカント飽和に至る時間及びその後の熱伝導率変化に与える影響を考察した。

5.4.1. 施工の方位・向きとゲッター搭載量と長期性能の違いについて

施工の方位はVIPが晒される外壁温度の大きな違いをもたらす。図5.8, 5.9からわかる通り、等価気温は南面においては冬期の温度上昇が各方位と比較して顕著であり、一方春から夏にかけて西面、夏期では水平面の温度上昇が大きい。これら方位の影響と、ゲッター材の搭載量、施工の向きとして、ラミネートフィルムの蒸着フィルム面の向きの違いについて条件を変えて計算を行った。計算対象のVIPの構成を表5.10へ示す。長期性能の計算期間は25年とした。内圧変化、熱伝導率変化の計算値は5日間隔の計算結果を掲載した。

表 5.10.

長期性能予測に用いたVIP構成

VIPサイズ	thickness 12 × 445 × 870 (mm)
フィルム構成	Hybrid type
芯材	グラスファイバーコア/VIP密度 210kg/m ³
水分吸着剤	CaO 20g (計算条件で適宜変更)
ガス吸着剤	5g 又は 10g

5.4.1.1. 札幌市における日射吸収率 0.8 の外壁におけるゲッター量と施工向きによる比較

札幌市において施工向き（北面:north、西面:west、南面:south、水平面:Horizontal）の違いとゲッター材搭載量（5g 及び 10g）・蒸着フィルム面の向き（外気側：outside、室内側：inside）の違いについて計算結果の比較を行った。内圧の変化は外壁側を等価相当気温、室内側 23℃とした場合について計算した。長期性能予測における圧力変化及び熱伝導率の変化の計算結果を図 5.18 5.19 に示す。蒸着面を室内側に向けた場合を実線で示し、蒸着面を外壁側に向けた場合を破線で示した。方位別として北面を赤、南面を青、西面を緑、水平面を黄で示した。各図の左側にゲッター搭載量 5g を、右側に 10g 搭載した結果を示した。熱伝導率は式(2-8)より計算を行った。

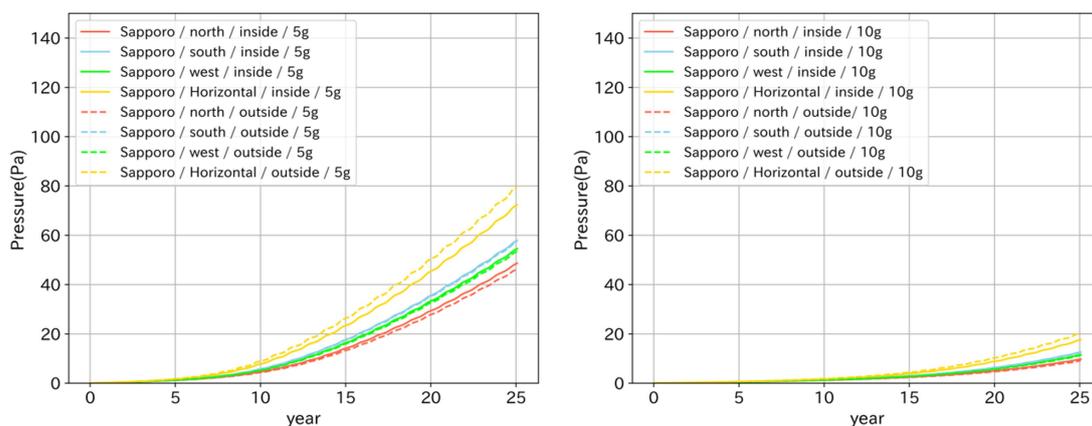


図 5.18. 札幌市における施工向き別の VIP の内圧変化量(23℃換算)とゲッター搭載量の比較

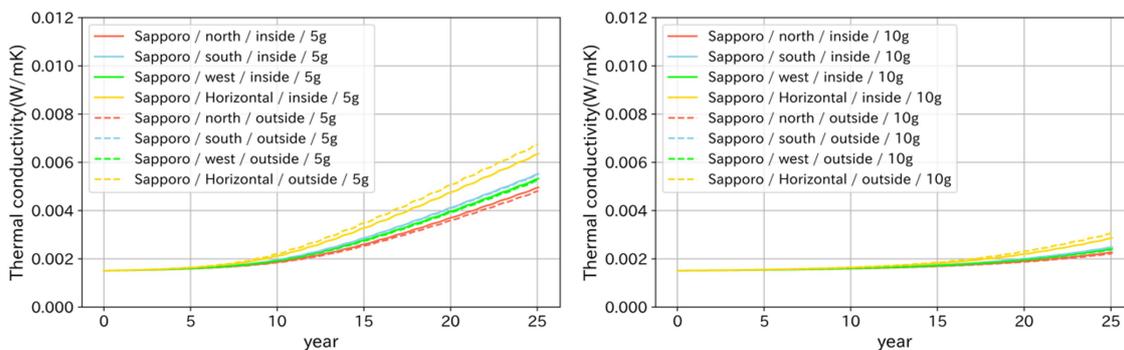


図 5.19. 札幌市における施工向き別の VIP の熱伝導率変化量とゲッター搭載量の比較

図より、方位別による内圧上昇量の差は水平面>南面>西面>北面となり、年間平均温度が高い順で内圧上昇量が大きい事が確認された。蒸着面を外壁側へに向けた場合（図中の outside の結果）、西・南・北面については内圧上昇量が低下し、一方で水平面は内圧上昇量が増加した。室内側は 23℃一定であり、端部の透過量と蒸着面の透過量が逆転する事で内圧上昇量が増減する。従って、水平面は蒸着面を室内側へに向けた際に高温に晒される時間が増加した事でガス透過量が上昇した。この現象はゲッターの搭載量を 5g から 10g に増やす事で顕著に減少した。ゲッター材の搭載量の増加することで、VIP の内圧が非常に低い圧力において吸着量が増加すること

になる為、計算途中（例えば 10 年時点）での圧力増加量は、10g の場合が、5g の場合よりも大幅に低下している事からわかる。また、ゲッターの搭載量を増加させることで長期性能の方位による差も非常に小さくなる事から、基本的には水平面を除いて外壁側に蒸着層を向け、ゲッターの量で全方位の長期性能をコントロールする事が建物の断熱性を安定化させる方法として良好な結果が得られると考えられる。

5.4.1.2. 大阪市における日射吸収率 0.8 の外壁におけるゲッター量と施工向きによる比較

5.4.1.1.の札幌と同様に大阪における VIP 施工方位（北面:north、西面:west、南面:south、水平面:Horizontal）の違いとゲッター材搭載量(5g 及び 10g)・蒸着フィルム面の向き(外気側:outside、室内側:inside)の違いについて計算結果の比較を行った。内圧の変化は外壁側を建築環境温度（等価気温）と室内側を平均 23℃とした場合について計算した。結果を図 5.20、5.21 へ示す。蒸着面を室内側に向けた場合を実線で示し、蒸着面を外壁側に向けた場合を破線で示した。方位別として北面を赤、南面を青、西面を緑、水平面を黄で示した。各図の左側にゲッター搭載量 5g を、右側に 10g 搭載した結果を示した。

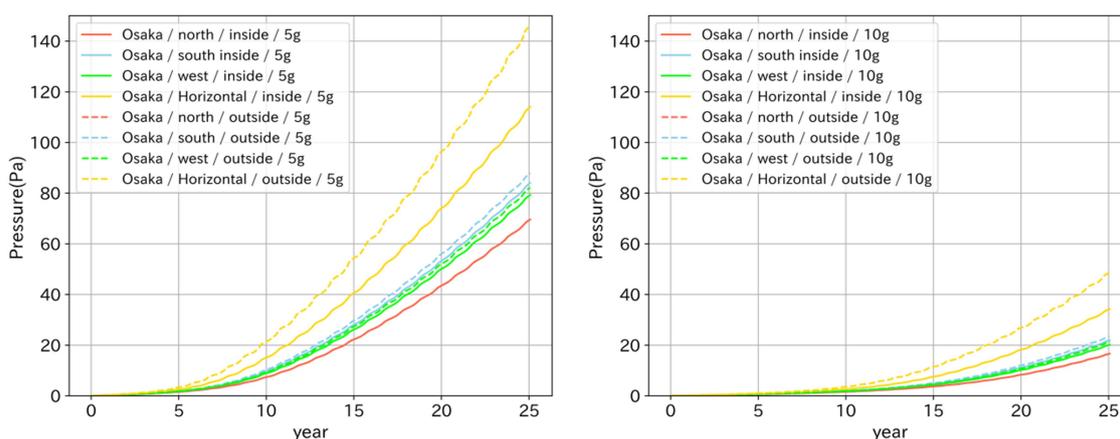


図 5.20. 大阪市における施工向き別の VIP の内圧変化量(23℃換算)とゲッター搭載量の比較

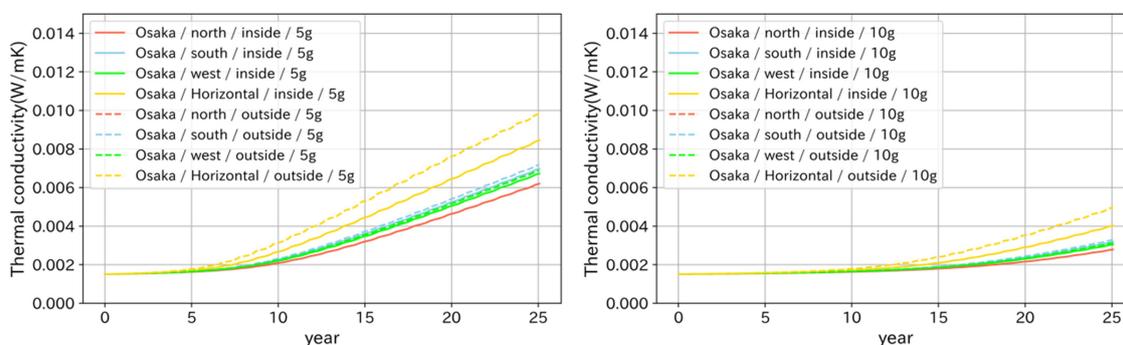


図 5.21. 大阪市における施工向き別の VIP の熱伝導率変化量とゲッター搭載量の比較

大阪市においても札幌市と同様に水平面>南面>西面>北面の順に内圧が上昇しやすい傾向が確認された。また、蒸着向きを室内側から外壁側へ向ける事で内圧の変化量は北面を除く方位で増加し、北面は表裏の入れ替えにおける長期性能差が確認できなかった。大阪の施工環境下においても長期性能は 10mW /mK を下回る事が予測され、ゲッター搭載量を増やす事で方位差と蒸着面の向きの影響が受けにくくなる事がわかった。しかしながら、水平面のみ他の方位に比べて性能の変化量が大きく、ゲッターをより搭載し、各方位に比べて同等の性能を得る必要があると考えられる。

5.4.1.3. 乾燥空気透過率差と VIP 施工向きの比較

5.4.1.1 及び 5.4.1.2 において、日射吸収率 0.8 の外壁を対象とし、各方位別・ゲッター搭載量別・蒸着フィルム面の向きの違いによる長期性能の計算結果を比較した。ここで、解析対象の試験体 (t12 x 445 x 870) の端部・表面のガス透過率を式 2-14 より算出した。計算試験体サイズを考慮した蒸着フィルム面と端部の乾燥空気透過率の計算結果を図 5.22 へ示す。

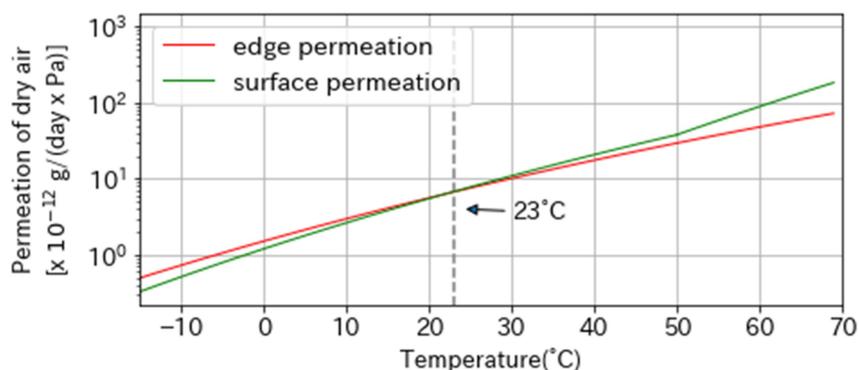


図 5.22. 解析試験体の端部(edge),表面(surface)ガス透過率

図より、ガス透過量は約 23°Cまで端部と表層の透過率に差が見られず、50°Cから急激に増加する。室内側温度は 23°Cの為、表裏を入れ替えても差が見られない。従って、内圧の増減は主に 23°C以上の環境に VIP の蒸着フィルムの面がどのくらい晒されるかが重量である。23°Cの環境が年間 20%を下回る札幌市でも水平面では表裏の入れ替えによって内圧上昇量（乾燥空気透過量）が上昇した。また、23°C以上の環境が約 35%になる大阪市の北側外壁面においても表裏の入れで透過量に差が見られなかった。このことから、年間平均温度よりもより乾燥空気透過が高温になる環境の割合が、長期性能に大きく寄与している事が示唆された。

5.4.2. 日射吸収率の違いによる長期性能の計算結果の比較

これまで日射吸収率が比較的高い外壁を対象に解析を行ってきた。しかしながら、現在遮熱塗料の発展や、ガルバリウム合板等の合金系外壁の普及に伴い、日射吸収率が大きく下がっている。ここでは日射吸収率 0.8 に加え、0.6, 0.4 の時の等価気温での長期性能予測を行い、VIP と外壁側日射吸収率の関係について確認する。解析方位は水平面を除き最も内圧増加が大きかった南面を対象とした。ゲッター搭載量は 5g と 10g の 2 種で検討し、蒸着面は室内側とした。図 5.23, 図 5.24 にそれぞれ札幌市、大阪市での計算結果を示す。左図に圧力変化を、右図に熱伝導率変化を示している。ゲッター材 5g の場合を実線で示し、ゲッター材 10g の場合を破線で示した。日射吸収率 0.8 の時の結果を最も濃い青色、0.6 の結果を薄い青、0.4 の結果を青緑色で示した。

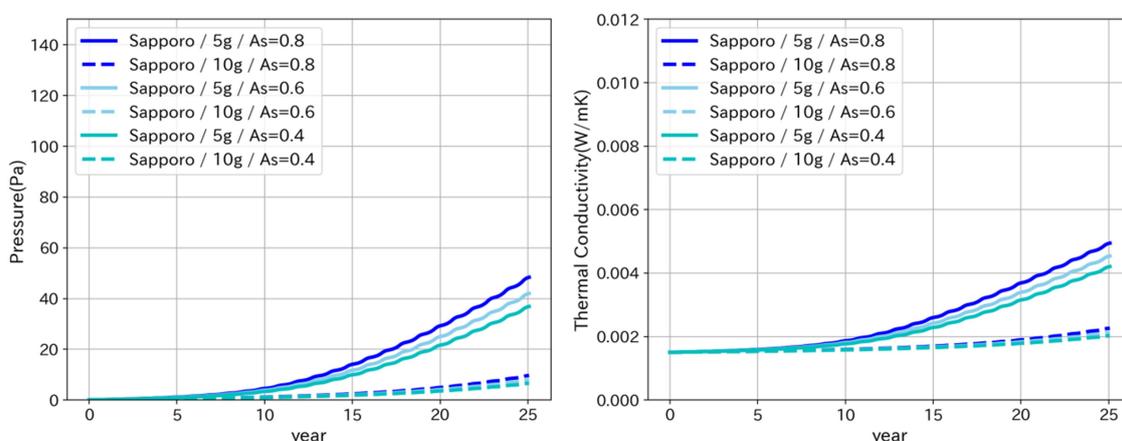


図 5.23. 日射吸収率別の札幌市の住宅南側外壁内側に施工された VIP の長期性能予測結果

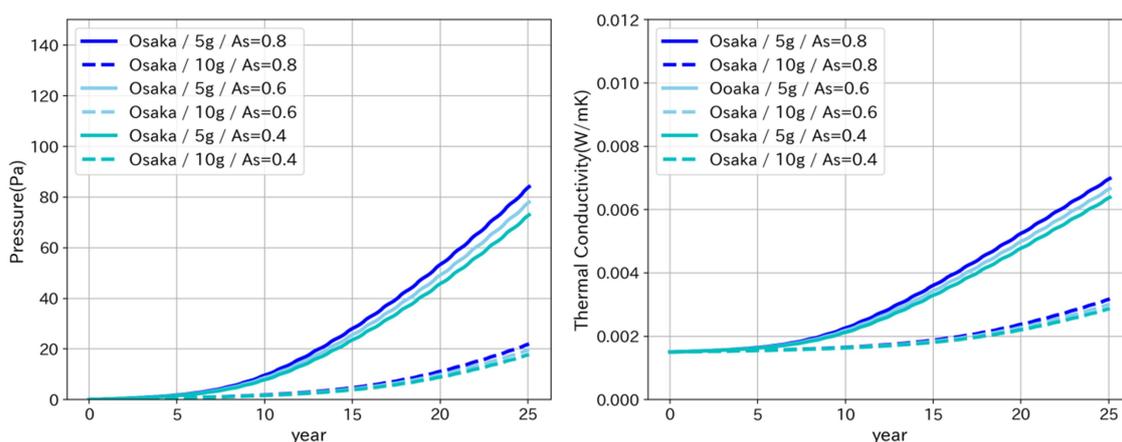


図 5.24. 日射吸収率別の大阪市の住宅南側外壁内側に施工された VIP の長期性能予測結果

図より、いずれの日射吸収率においても長期性能に大きな影響が見られなかった。ゲッター搭載量によって影響が異なり、10g での解析においては等価気温による影響が殆ど無い事が確認され

た。等価気温差によるガス透過量差はゲッターによって影響が小さくなり、搭載量によっては殆ど影響が見られない事が確認された。

5.4.3. 厚みの違いにおける長期性能予測の比較

VIP は厚みによらない熱性能を有する断熱材である、しかしながら透過ガス量が同じで厚みが大きくなる場合、分圧によって内部の圧力が低くなる。従って、厚みの厚い VIP は長期性能において優位に働く可能性がある。大阪市の南面で日射吸収率 0.8 の外壁を対象とした時の厚み違いにおける長期性能差を予測した。図 5.25、図 5.26 にそれぞれ札幌市、大阪市における計算結果を示す。左図に圧力変化、右図に熱伝導率変化を示す。ゲッター材 5g の場合を実線で示し、ゲッター材 10g の場合を破線で示した。厚みの違いについて 12mm の結果を青色、15 mm の結果を黄緑色、20mm の結果を黄色で示した。

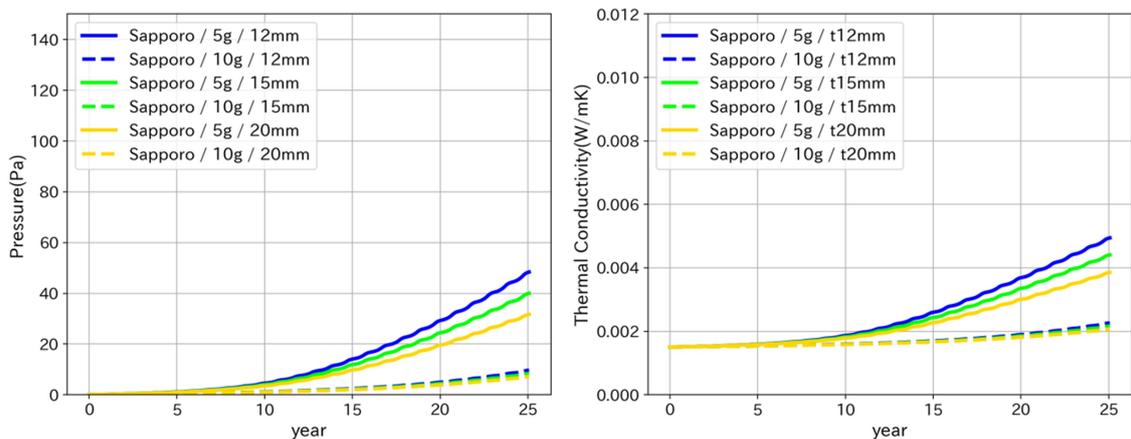


図 5.25 厚み別の札幌市の住宅南側内側に施工された VIP の長期性能予測結果

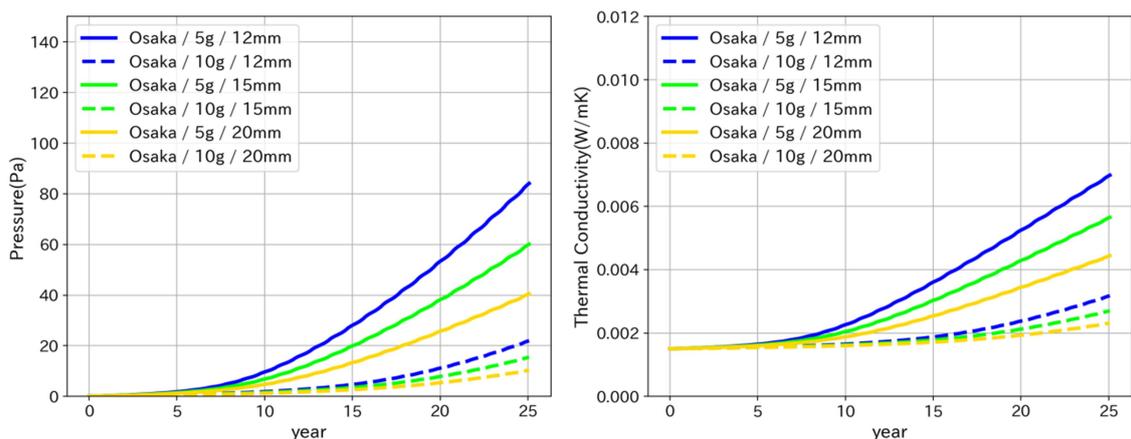


図 5.26. 厚み別の大阪市の住宅南側内側に施工された VIP の長期性能予測結果

図 5.25 および図 5.26 より、厚みを厚くする事で顕著に分圧が低下し、20mmVIP の 25 年後の内圧は 12mm の VIP と比べて 23~37%まで低下した。これら分圧差は VIP の厚みのみならず、平衡圧力の変化に伴うゲッターの吸着等温線に従う。熱伝導率差を見ると、全ての試験体で 0.01W/mK を下回り、ゲッターを 10g 封入した VIP では長期性能差が殆ど見られなかった。従って、ゲッター材搭載量が少ない場合は厚みの増加が性能に大きく影響し、ゲッター搭載量が増やせる場合、長期性能差が無く薄い VIP で性能が維持できることが示唆された。

5.4.4. 相当外気温と相当外気温の1年間の平均温度を用いた場合の長期性能予測の比較

第4章において測定温度環境条件とその平均温度を用いた場合の長期性能差について予測を行い、平均温度を用いた場合に測定温度環境条件を用いた予測結果を下回る結果が示された。ここでは札幌市及び大阪市の水平面と北面を対象とし、外壁面の等価気温の年平均気温を用いて長期性能予測を行い、等価温度を用いた場合との比較から長期性能への影響を考察した。Getter材の搭載量は全ての計算において10gとした。またこの時蒸着フィルムの向きについても計算を行った。図5.27, 図5.28にそれぞれ札幌市、大阪市における計算結果を示す。左図に圧力変化、右図に熱伝導率変化を示している。外壁側の等価気温を用いた計算を実線で、等価気温の年平均を用いた計算を破線で示す。北面においてVIPの蒸着面を室内側へ向けて施工した場合を青、外壁側へ向けて施工した場合を青緑色、水平面においてVIPの蒸着面を室内側へ向けた場合を赤、外壁側へ向けて施工した場合を黄色で示す。

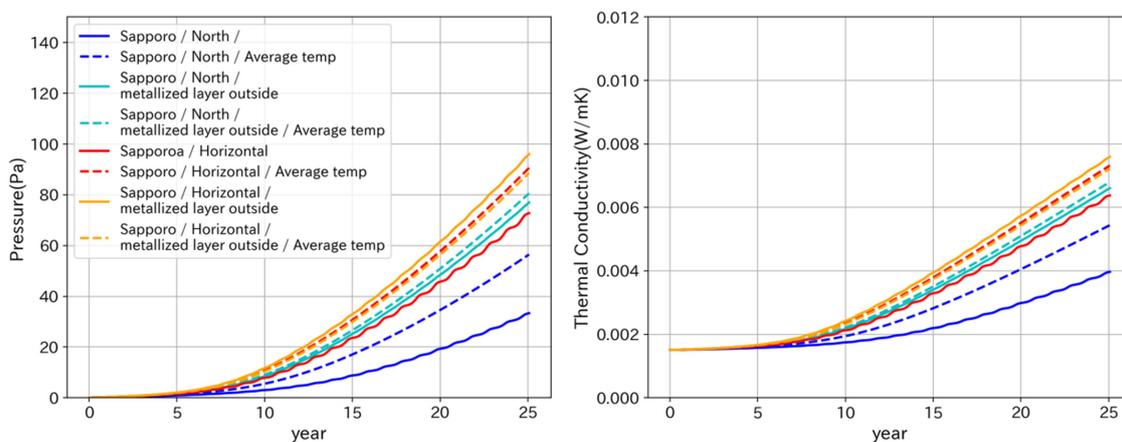


図 5.27. 建築環境温度と平均の等価気温を用いた際の長期性能比較（札幌市）

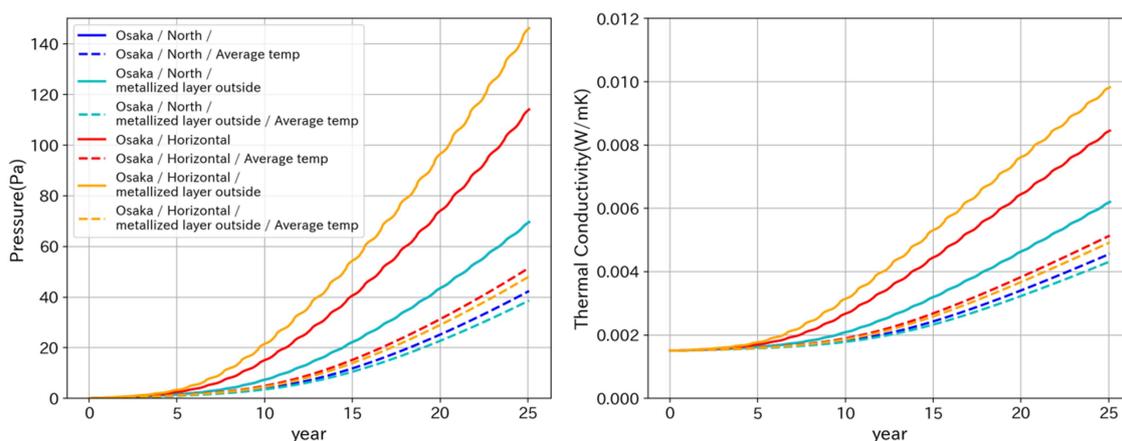


図 5.28. 建築環境温度と平均の等価気温を用いた際の長期性能比較（大阪市）

図より、札幌市において北面の計算結果と北面の蒸着面入れ替え、及び水平面の計算結果において、平均温度を用いた結果は等価気温を用いた場合より長期性能が悪化する結果となった。一方水平面において蒸着面を外壁側に向けた場合のみ、平均温度を用いた際長期性能が良化した。大阪市においては全ての解析で平均温度を用いた場合の方が、等価気温を用いた場合に比べて長期性能が良化した。この結果からもわかる通り、他の解析と同様で平均温度よりも高温環境条件の割合が長期性能予測では重要である。平均温度を用いた長期性能予測は、2地域に当たる札幌市では概ね予測を厳しく評価する事となり、6地域に当たる大阪市では全ての計算結果が良化する傾向にある為、予測結果を甘く見積もる可能性が高い。特に等価気温の高い水平面や南面・西面ではその傾向が顕著に表れる事が示唆された。外気温の季節変化や日夜の温度変化が少ない環境の場合、平均温度を用いた簡易的な解析も可能になると考えられる。

5.4.5. デシカントによる水蒸気吸着量の飽和期間の計算

第3章では、一定環境下におけるデシカント飽和予測を行った。ここでは建築環境を考慮した水蒸気透過における水蒸気透過量を式(3-8)より求めた。水蒸気透過は蒸着フィルム側から発生し、端部からの透過は殆ど起こらない事がわかっている為、蒸着面の環境条件がデシカント飽和においては重要となる。ここではいくつかのケースに分けて検証を行った。表 5.11 に検討を行った計算ケースを示す。Case I では、標準条件を想定した室内側に対してのデシカント飽和量を予測する。Case II では、高相対湿度下での予測を行う。Case III では、蒸着面を外壁側に向けて、外壁表面相対湿度を、外気相対湿度と相当外気温を考慮して計算した。水蒸気透過率 K_{wv} の計算については式(3-17)を用いて、デシカント飽和日数は式(3-20)を用いた。デシカント飽和後の水蒸気圧上昇の計算は式(3-14)を用いた。熱伝導率への換算には乾燥空気と水蒸気圧の混合気体における熱伝導率の計算は式(3-4)を用いた。芯材、デシカント、ゲッター、フィルムの透過率等の各パラメーターは第2,3章で得られた物性値を用いた。

表 5.11.

デシカント飽和予測を行った解析条件

Case	蒸着フィルム向き	相対湿度	地域/方位	Desiccant 搭載量 (g)	Getter 搭載量 (g)
I	室内側	50%固定 (標準条件)	大阪, 札幌 北・水平	20	10
II	室内側	60, 70, 80%固定 (高湿条件)	大阪, 北・水平	20	10
III	外壁側	等価気温と絶対湿度 より算出	大阪・札幌, 北・水平	20	10

5.4.5.1. CaseI 蒸着フィルム面を室内側に設置し、室内相対湿度を 50%に一定とした場合

蒸着面を室内側に向け、内部相対湿度が 50%である場合を想定してデシカント飽和予測を行った。札幌市及び大阪市において蒸着面を室内側に向け、室内側環境条件が 23°C50%RH である時の長期性能予測の計算結果を図 5.29 および図 5.30 に示す。水平面における結果を赤色、北面における結果を青色で示した。水蒸気透過とデシカントへの飽和を考慮した計算結果を実線で、乾燥空気透過のみでの計算結果を破線で示す。

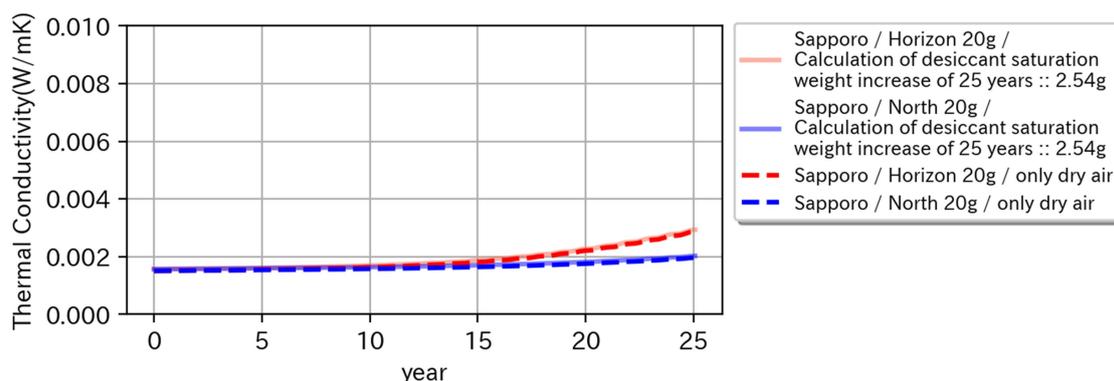


図 5.29. 札幌市におけるデシカント飽和予測（蒸着面室内側、相対湿度 50 固定）

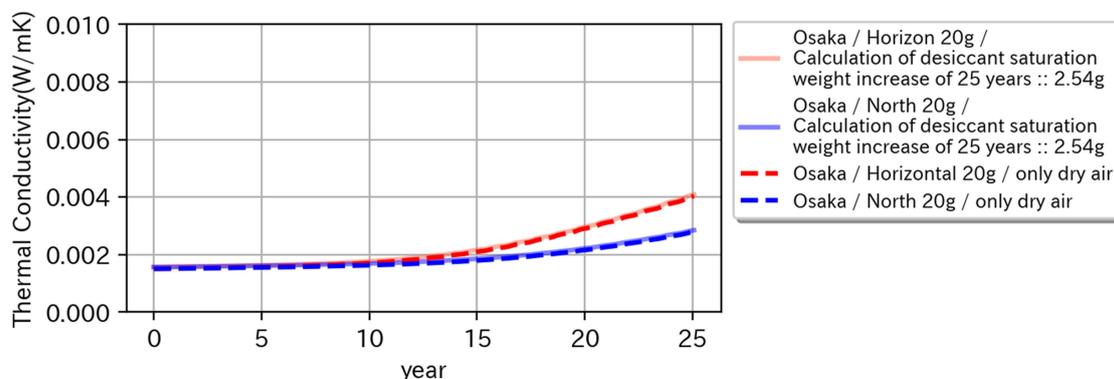


図 5.30. 大阪市におけるデシカント飽和予測（蒸着面室内側、相対湿度 50%固定）

図より、施工方向は蒸着面を内側に向けている為、札幌市と大阪市における蒸着フィルム側の透過量は同じである。今回用いたサイズの VIP では 25 年間の重量増加が約 2.53g の水蒸気が流入する事がわかった。この結果は理論吸着量 (0.32g x 20 = 6.4g) を大きく下回った。従って、この環境ではデシカントを 10g に減らしても 25 年の VIP 内部の水蒸気圧が上昇しない事が分かった。

5.4.5.2. CaseII 蒸着フィルム面を室内側に設置し、室内相対湿度を 60%,70%,80%一定とした場合

蒸着面を室内側に向け、内部相対湿度が 60%で、70%,80%である場合を想定してデシカント飽和予測を行った。北面 (North) 水平面(Horizontal)のそれぞれの計算結果を図 5.31 および図 5.32 に示す。北面における 23°Cのドライ環境の場合での長期性能予測結果を青波線で示し、60%RH 環境下を水色、70%RH 環境下を青紫色、80%RH 環境下での場合を紫色で示した。水平面における 23°Cの乾燥空気透過のみの場合での長期性能予測結果を赤色の波線で示し、60%RH 環境下を朱色、70%RH 環境下を橙色、80%RH 環境下での場合を黄色で示した。

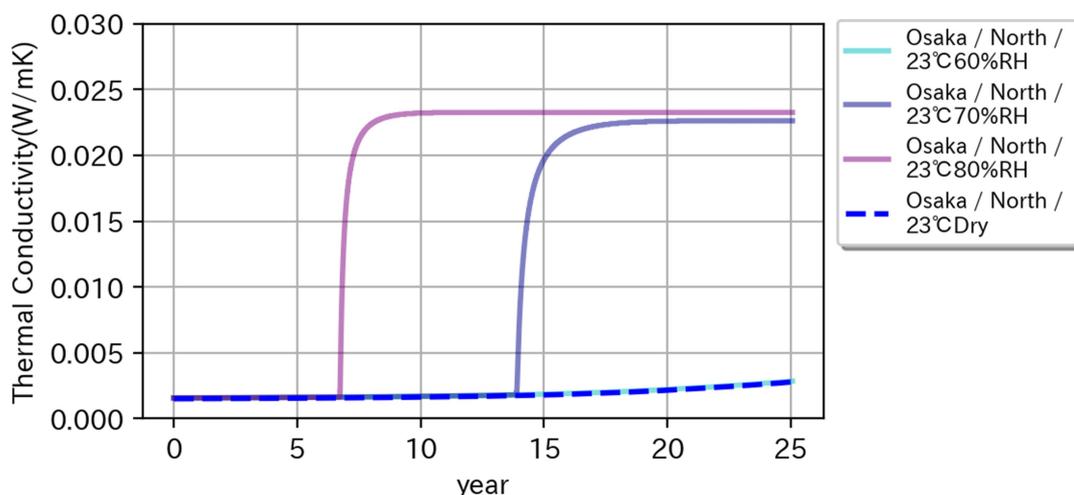


図 5.31. 蒸着面室内側、相対湿度外気値 / デシカント飽和予測 (北面)

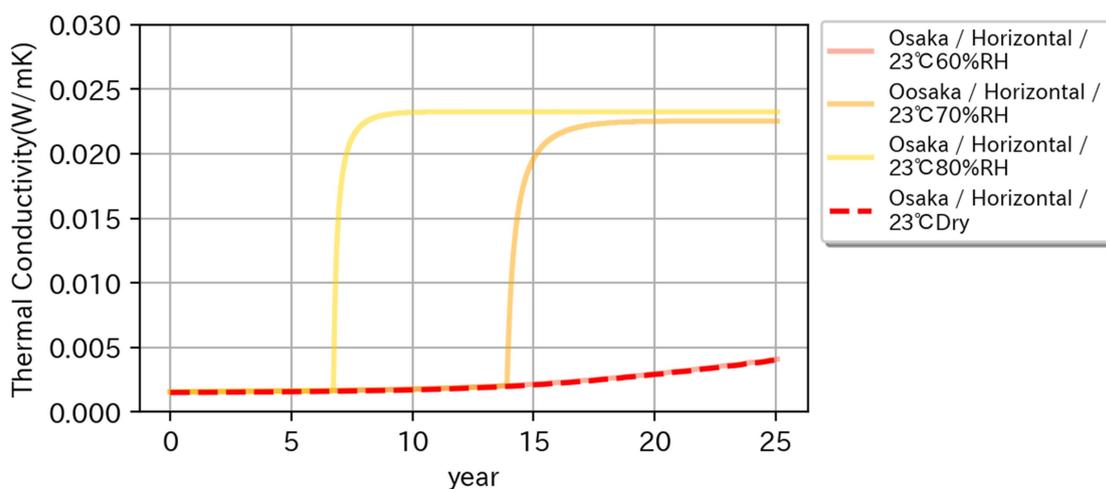


図 5.32. 蒸着面室内側、相対湿度外気値 / デシカント飽和予測 (水平面)

図より、室内側相対湿度が60%の時の質量増加量は約5.4gであり、理論吸着量の約83.4%の飽和が予想された。この結果、デシカントは17gまで減らす事が可能であることが確認された。70%、80%の環境ではデシカントが飽和し、熱伝導率の上昇が確認された。70%環境では37g、80%環境では75gのデシカントが飽和を防ぐために必要になる事がわかった。図5.2より水蒸気透過率は相対湿度に対してアレニウスの式に従って増加し、温度に対して比例的な増加を見せる事がわかっていて、従って、一定温度下で相対湿度が変化する環境を予測する場合、25年後間水蒸気圧を0に維持する為のデシカント量は図5.33の通り、水蒸気透過率と同様にアレニウスの式に従って増加する。

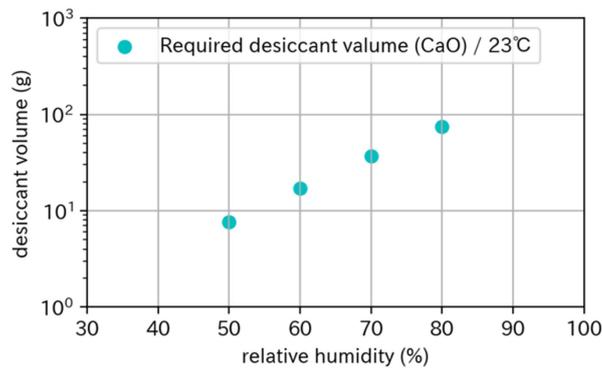


図 5.33. t12 x 445 x 870 サイズ・23°Cの各相対湿度条件下における必要デシカント量

水蒸気透過量は蒸着フィルムの表面積に依存する為、ハイブリッドタイプのVIPの場合は厚み違いのVIPでも同様の飽和時間になる。従ってこれら必要デシカント量も表面積依存となる。

5.4.5.3. CaseIII 蒸着面を室外側へ施工し、相対湿度を外気絶対湿度同等とした場合

外気の絶対湿度を用いて、等価気温による外壁面の温度上昇に合わせて相対湿度が低下する場
合を想定した予測を行った。この時の外壁側相対湿度の計算結果について、相当外気温度を用い
て外壁側の相対湿度を計算した札幌市の結果を図 5.34, 5.35 へ示す。濃い実線は 1 日当たりの平
均相対湿度であり、薄い実線は 10 分間隔の計算結果を示す。

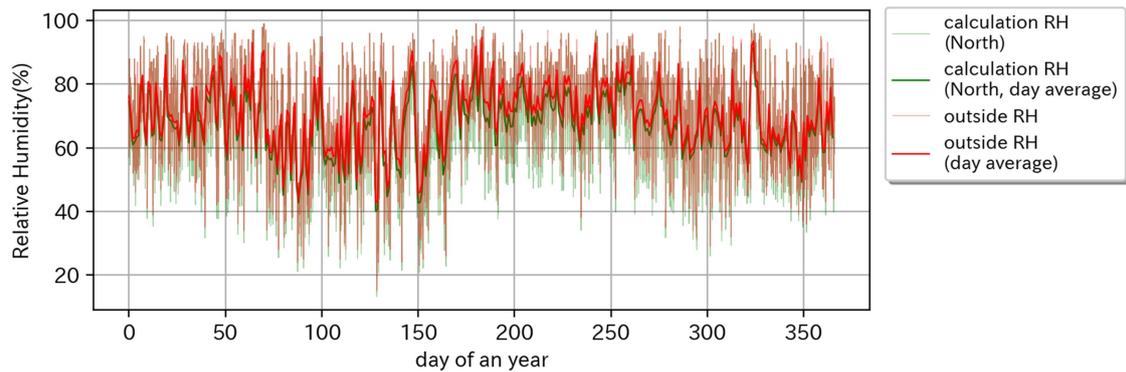


図 5.34. 札幌市における 1 年間の外気相対湿度と外壁北側表面相対湿度（計算値）

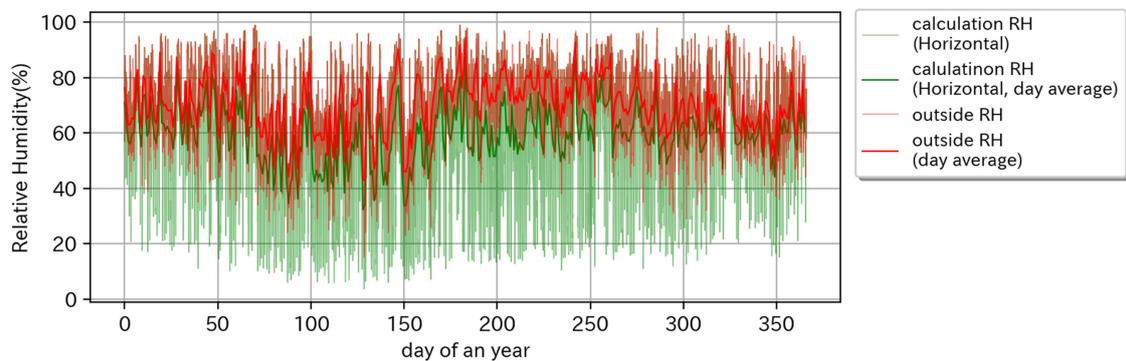


図 5.35. 札幌市における 1 年間の外気相対湿度と水平面相対湿度（計算値）

なお、計算において外気相対湿度の変化に対する長期性能予測の計算間隔は、デシカント飽和ま
での時間を求める式(3-20)、及びデシカント飽和後の水蒸気圧上昇を求める式(3-14)における時間
 t について 10 分、1 時間、3 時間、6 時間間隔で計算誤差が生じないかどうか検討した。

札幌市における北側および水平面のデシカント飽和日数予測を含む長期性能予測結果とデシ
カントの重量増加の計算値をそれぞれ図 5.36 及び表 5.12 へ示す。北面の計算結果を実線で、水
平面での計算結果を破線で示す。

表 5.12.

透過水分量の計算値 (札幌市)

方位	北	北	北	北	水平	水平	水平	水平
計算間隔	10min	1h	3h	6h	10min	1h	3h	6h
計算結果(g)	3.57	3.57	3.61	3.66	3.28	3.28	3.37	3.52

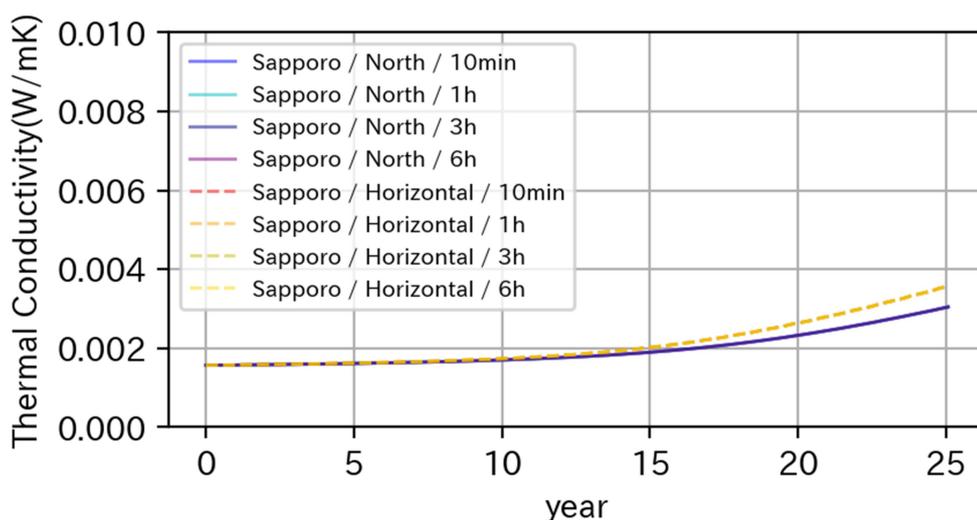


図 5.36. 蒸着面外側の時のデシカント飽和予測結果 (札幌、北面・水平面)

図より、いずれの条件においてもデシカントは 20g で飽和に至らなかった (理論水分吸着量が 6.4g)。表 5.12 からわかる通り、計算間隔の差については、10min 及び 1h 間隔において計算結果に大きな違いは確認できなかった。しかし、3h 及び 6h での解析結果は徐々の透過水分量が増加している傾向が確認され、10min 間隔での計算結果と比べて乖離が生じた。札幌市では外側に蒸着フィルムを向けた場合の方が長期性能は低下する方位が殆どであり (水平面のみ内圧は微増する)、デシカントの飽和に関しても室外側に向けた方が透過水分量は低くなることが期待できる。従って、札幌市における VIP のデシカント飽和を考慮した長期性能は蒸着フィルムが外壁側に向ける方が、ゲッターの容量設計も考慮し、少ない搭載量で低く維持できると考えられる。

続いて大阪市において同様の計算を行う。始めに、外壁面相対湿度を相当外気温を用いて計算した。計算結果を図 5.37 および 5.38 に示す。濃い実線は 1 日当たりの平均相対湿度であり、薄い実線は 10 分間隔の計算結果を示す。

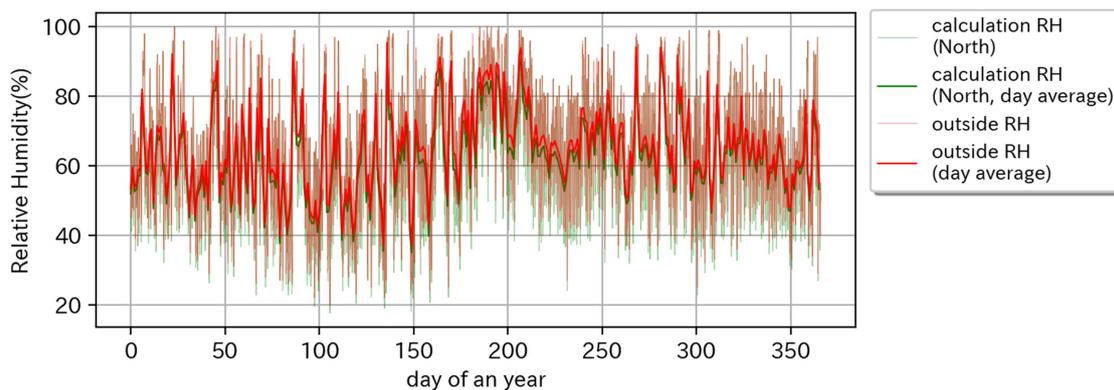


図 5.37. 大阪市における 1 年間の外気相対湿度と外壁北側表面相対湿度（計算値）

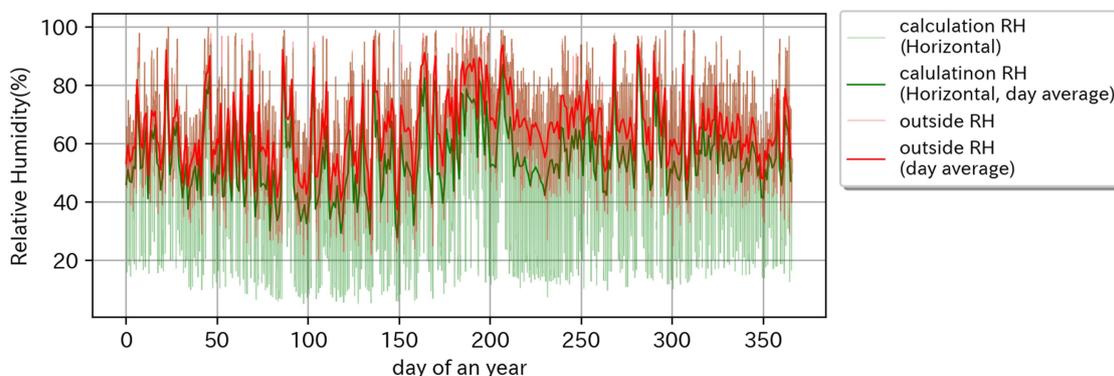


図 5.38. 大阪市における 1 年間の外気相対湿度と水平面相対湿度（計算値）

図より、札幌市と比較して大阪市は外気温が高く、それに伴い等価気温も上昇する。従って外壁側の相対湿度は札幌市と比較して下がる傾向が確認された。この相対湿度を境界条件とし、デシカントへの水蒸気吸着量計算、デシカント飽和日数計算、およびデシカント飽和後の水蒸気圧増加が確認されるかどうか検討した。デシカント飽和日数、及び飽和後の水蒸気圧上昇による長期性能の予測結果とその時のデシカントの重量増加の計算値をそれぞれ図 5.39 及び表 5.10 に示す。北面での計算結果を実線で示し、水平面での計算結果を破線で示す。

表 5.10.

透過水分量の計算値 (大阪市)

北 10min	北 1h	北 3h	北 6h	水平 10min	水平 1h	水平 3h	水平 6h
7.274	7.275	7.275	7.275	7.264	7.264	7.263	7.264

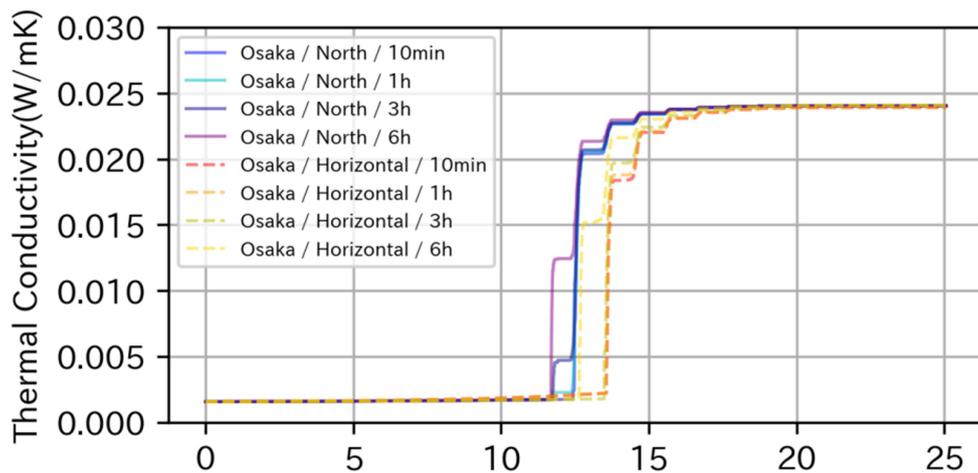


図 5.39. 蒸着面外側の時のデシカント飽和予測結果（大阪、北面・水平面）

図より、等価気温を考慮した外壁側相対湿度を用いた長期性能予測の結果、デシカントを 20g 搭載した VIP において、いずれの方位においても 10~15 年の間でデシカントが飽和する事が示唆された。計算時間の誤差としては札幌と同様 10min と 1h 間隔が近い結果が得られており、3h と 6h では北面において飽和が早い事が示唆された。従って、札幌市と同様実環境を想定した水蒸気透過計算においては 1h 以下の計算間隔にする事で、水蒸気透過率およびデシカント飽和日数を正しく予測する事が示唆された。ガス透過では水平面よりも北面の方が少ない環境となるが、水蒸気透過においては相対湿度が重要であり、等価気温に対する相対湿度が高くなる北面の方がデシカント飽和は 1~2 年早くなる事が示唆された。大阪市では蒸着面を室内側に向けるよりも外側に向けた方が透過量は大きく、必要ゲッター量は増加する。ゲッターとデシカントのコスト比は非常に大きく、10g 当たりのコスト比は 20 倍以上となる為、ゲッターへの負荷が低くなる室内側に蒸着面を向け、その環境においてデシカント設計をするべきだと考えられる。室内側に蒸着面を向けた場合においては 20g のデシカントの飽和が見られなかった為、ゲッターの設計量が重要となる。

5.5. 第 5 章のまとめ

本章では、グラスファイバーコア VIP を一般的な断熱材と同様に外壁の内側に施工された状態を想定し、実環境で長期的に用いる為の真空断熱材の構成について提案を行うことを目的として、外壁側日射吸収率や施工方位、蒸着フィルムの施工向き、ゲッター材の搭載量、VIP のサイズ等環境条件と VIP の構成に着目し、省エネ区分 2 地域の札幌市、及び 6 地域の大阪市の住宅を想定し、通常の断熱材と同様に外壁内部に施工された VIP の長期性能予測を行った。ハイブリッドタイプのフィルムにおいて、蒸着フィルム面は低温側（札幌では外壁側、大阪では室内側）に施工すると良く、等価気温差の影響は大きく見られなかった。厚みによって顕著に内部分圧が

低下し、長期性能は良化する傾向であったがいずれもゲッター材の搭載量で差が見られなくなった。本章で得られた結果を以下にまとめる。

1. 外壁面の相当外気温高い順に長期性能が悪化した。相当外気温の年平均温度を用いた計算値でも同様の傾向が確認された。
2. 蒸着面を外壁側へ向けると、札幌市では水平面のみ、大阪市では水平面・南面・西面の3方位で内圧が上昇した。特に大阪市の水平面は大きく内圧が上昇した。日射が殆ど当たらない北面については表裏の入れ替えによつての長期性能が殆ど変わらない、又は低下した。この結果はフィルムのガス透過量に強く依存し、高温環境下に蒸着面を向けた際のガス透過量の増加が長期性能に大きな影響を与える事を示した。
3. 外壁面の日射吸収率差における相当外気温はVIPの長期性能へ大きな影響を与えず、ゲッターの搭載量によつて長期性能を担保できる事が示唆された。
4. VIPの厚みの違いは長期性能へ大きな影響を与える事がわかったが、ゲッターの搭載量を増やす事で厚みによる影響が殆ど見られなくなった。厚みにおける差も一般的な断熱材と比較すると優位に小さく、既存の在来木造住宅における断熱材施工空間を想定するとどの厚みでも施工は容易であると考えられる。
5. 相当外気温を考慮して水蒸気透過量を考えると、日射によつて高温に晒される外壁表面の相対湿度は外気よりも低下し、水蒸気透過量としては低下する。札幌市では年間相対湿度が大阪市に比べて5%程高いものの、外気温が低い為VIP内部への水蒸気透過は大阪市に比べて低い事が確認された。従つて、札幌市が属する2地域においては蒸着フィルム面を外壁側に向ける場合、室内側に向ける場合より、乾燥空気及び水蒸気の透過量が少なくなる可能性がある。一方、大阪市ではいずれの方位・構成によつてもデシカントが飽和する事が確認された。大阪市では、蒸着フィルムを室内側に向けた方が、外壁側に向ける場合より乾燥空気の透過量が少なくなり、大阪市が属する6地域では蒸着面を室内側に向けた方が長期性能で優位であることが示唆された。

上記の結果の通り、建築環境下におけるグラスファイバーコアVIPの長期性能は蒸着面の向き及び、デシカント設計量とゲッターの吸着温度依存性に強い影響を受け、またサイズにも大きく依存する事が確認された。より温暖な7地域や8地域については、日中の温湿度が高く、よりVIPにとって乾燥空気透過率と水蒸気透過率の高い環境条件になる事から、乾燥空気透過率の上昇に伴うゲッター搭載量の増量が懸念される。特に日射の強い温暖地においては、日中の外壁面の温度上昇が他地域に比べて更に上昇する事が懸念され、ゲッターの吸着容量が施工面の温度上昇によつて急激に低下する事が懸念される。従つて、長期性能だけでなく、日中の等価気温を良

く考慮したゲッターの搭載量設計をするべきであると考えられる。また、ゲッター挿入部の温度が上昇しないよう、なるべく室内側にゲッターを配置するのが良いと考えられる。

本章の検討において、VIP のサイズ、ゲッター量、デシカント量、VIP 表裏の環境条件を与えて長期性能計算を行った。適切な環境条件を与える事で VIP の長期的に運用可能な材料設計へフィードバック可能であることが示唆された。

5.6 研究の課題と今後の予定

本章では VIP の表面のヒートブリッジや折り返し面の温度分布等を考慮せず、表裏の温度が一様であるという仮定のもと透過量を計算し、長期性能を予測した。温度差が大きくなるとヒートブリッジの影響も大きくなり、熱の移動による表面温度の変化が起こる為、より正確な長期性能予測においては熱流束やヒートブリッジを考慮した VIP 表面の温度分布から透過量を正確に算出する事が必要になってくると思われる。デシカント飽和に関しては室内側に向ける蒸着フィルムが重要となる。室内側の VIP 表面には通常の断熱材と比較すると空隙が大きく存在する為、他の断熱材（グラスウール又は防湿のウレタン等）で保護されることが想定される。また、VIP 表裏の相対湿度環境においては今回想定環境による計算を実施した。今後表裏の相対湿度環境の詳細な把握においては、実環境による評価・知見を深め、施工方法の違いによる表裏の温熱環境変化の調査を詳細に行っていく必要があると考えられる。

単位

E_s	W/m ²	外壁表面に入射する日射の総和
$E_{e,0}$	W/m ²	大気圏外の法線日射量
E_e	W/m ²	地表面における法線日射量
E_{eV}	W/m ²	外壁鉛直面の日射量
E_{eH}	W/m ²	外壁水平面の日射量
A_s	W/W	外壁表面の日射吸収率
t_a	°C	外気温
t_e	°C	外壁の日射による表面温度上昇分
J_0	W/m ²	大気透過前の日射の強さ
J	W/m ²	地表面での日射の強さ
J_{SH}	W/m ²	天空放射
P	-	大気透過率
h	m	太陽高度

参考

- [1]. H. Simmler, S. Brunner. Vacuum insulation panels for building application Basic properties, aging mechanism and service life, *Energy and Buildings* 37, (2005) 1122-1131, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2005.06.015>
- [2]. P. Mukhopadhyaya, D. MacLeanm J.Korn, D. van Reenen, S. Molleti, Building application and thermal performance of vacuum insulation panels (VIPs) in Canadian subarctic climate, *Energy and Buildings* 85, (2014) 672-680, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.038>
- [3]. T. Voellinger, A. Bassi, M. Heitel, Facilitating the incorporation of VIP into precast concrete sandwich panels, *Energy and Buildings* 85, (2014) 666-671, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.05.038>
- [4]. H. Sallee, D. Quenard, E. Valenti, M. Galan, VIP as thermal breaker for internal insulation system, *Energy and Buildings* 85, (2014) 631-637, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.039>
- [5]. P. Johansson, B. Adl-Zarrabi, A. S. Kalagasidis, Evaluation of 5 years' performance of VIPs in a retrofitted building façade, *Energy and Buildings* 130, (2016) 488-494, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.08.073>
- [6]. T. Lim, J. Seok, D. D. Kim, A Comparative Study of Energy Performance of Fumed Silica Vacuum Insulation Panels in an Apartment Building, *Energies* (2017), <http://doi.org/10.3390/en10122000>
- [7]. S. Fantucci, A. Lorenzati, A. Capozzoli, M. Perino, Analysis of the temperature dependence of the thermal conductivity in Vacuum Insulation Panels, *Energy and Buildings* 183, (2019) 64-74, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.10.002>
- [8]. A. Batard, T. Duforestel, L. Flandin, B. Yrieix, Prediction method of the long-term thermal performance of Vacuum Insulation Panels installed in building thermal insulation applications, *Energy and Buildings* 178, (2018) 1-10, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.08.006>
- [9]. K. Biswas, T. Patel, S. Shrestha, D. Smith, A. Desjarlais, Whole building retrofit using vacuum insulation panels and energy performance analysis, *Energy and Buildings* 203, (2019) 109430, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2019.109430>
- [10]. S. Brunner, T. Stahl, K.G. Wakili, An example of deteriorated vacuum insulation panels in a building façade, *Energy and Buildings* 54, (2012) 278-282, <http://doi.org/10.1016/j.enbuild.2012.07.027>
- [11]. 気象庁 HP, 各種データ・資料, 過去の気象データ検索, <https://www.jma.go.jp/jma/menu/menureport.html>
- [12]. 松浦邦男, 高橋大武. エース 建築工学シリーズ, 建築環境工学I, (2017)
- [13]. 鎌井修一, 池田哲郎, 新田勝通. エース 建築工学シリーズ, 建築環境工学II (2011)
- [14]. 日鉄鋼板株式会社, ニクスカラーSGL, <http://www.niscs.nipponsteel.com/products/pdf/niscs-color-sgl.pdf>, 2021年10月2日参照
- [15]. JIS G 3322 塗装溶融55%アルミニウム-亜鉛合金めっき鋼板および鋼帯 (2012)
- [16]. 平成21年1月30日, 経済産業省・国土交通省 告示第1号, 住宅に係るエネルギー使用の合理化に関する建築主等及び特定建築物の所有者の判断基準

第6章

総括

6.1. 本論文のまとめ

本論文では、ゲッター材を含むグラスファイバーを芯材とした真空断熱材の建築環境下における長期性能予測手法について、蒸着 EVOH フィルムの乾燥空気・水蒸気透過の温湿度依存性と水蒸気透過率測定の新しい測定手法、ゲッター材の吸着温度依存性及び VIP 中でのガス吸脱着の実態調査、水建築環境下における VIP の内部圧力の時間変化の実測と現場での内圧測定手法、デシカント飽和及び飽和後の熱伝導率変化の計算手法等の検討等から、長期性能予測モデルの妥当性について研究を行ったものである。

第1章では、真空断熱材の材料開発背景や建築用途への展開、長期性能予測に関する既往研究を整理し、グラスファイバーを芯材とする真空断熱材を建築環境下で用いる為の課題をまとめた。

第2章では、グラスファイバーを芯材とする真空断熱材の被覆材料のフィルムの乾燥空気の透過メカニズム、透過乾燥空気の吸着材であるゲッター材の乾燥空気の吸脱着メカニズム、透過水蒸気の吸着材であるデシカントの水蒸気の完全吸着を考慮し、真空断熱材の内圧変化から熱伝導率変化を予測する長期性能予測モデルを提案した。ここでは、グラスファイバーコア VIP においてゲッター材の吸着温度依存性を圧力と温度の関数としてまとめ、内部圧力変化をゲッター材の搭載容量と関係付けて長期性能予測のモデルに組み込む事を可能にした。また、非吸着ガスの取り扱いを予め吸着ガスの等温線に加算する事で、混合ガス環境下での予測を単分子の圧力変化の場として捉える事ができるようになった。アレニウスプロットによって気体透過率の予測が検証された範囲では本モデルの有効であることを確認しており、それ以外の温湿度範囲においてはアレニウスプロットを外挿することで予測が可能となる。

第3章では、一定かつ一様環境下におけるフィルムの水蒸気の透過メカニズムについて、グラスファイバーを芯材とする真空断熱材に特徴的なフィルム構成と、水蒸気を吸着するデシカントの飽和過程を考慮し、乾燥空気と水蒸気の透過による熱伝導率変化の予測モデルを提案し、その妥当性を確認した。また、これまで明らかにならなかった蒸着 EVOH フィルムの水蒸気透過の温湿度依存性を明らかにした。さらに蒸着 EVOH フィルム、差圧環境下における水蒸気透過率は、等圧法の測定値の約 4.5 倍に増加した。この結果は既存の等圧法の試験によって水蒸気透過率を推定すると、VIP 内部へ透過する水蒸気量を過少評価することに繋がり、適切なデシカント容量設計が達成できない事を確認した。また、透過した水蒸気の真空断熱材内部の材料への吸着を考慮して、フィルムの水蒸気透過率を短期間で測定する手法の提案を行い、重量変化より推定する差圧環境下での水蒸気透過率の測定方法で得られる結果と比較し、妥当性を確認した。今後蒸着フィルムの水蒸気透過率の測定方法として、重量測定以外の手法として検討でき、実験期間の短縮が見込まれる。

第4章では、第2章で一定かつ一様な環境で妥当性を確認した長期性能の予測モデルを、真空断熱材の周囲が非一様で変動する建築環境下で内部圧力の時間変化を実測した結果と比較する事で妥当性を確認した。建築環境では日中や季節による温度変化に伴い、ゲッター材へ吸着したガスが一次的に放出される事で、内部圧力が変動する傾向を確認した。また、このゲッター材のガス吸脱着メカニズムは可逆的であることを実験室実験で確認した。本章で用いた小型圧力センサーを使った現場でのVIPの内部圧力の時間変化を元にして熱伝導率の変化をとらえる方法は、3年に渡って取り外し可能なVIPの熱伝導率の計測値との比較を行いその妥当性を確認した。従来の研究で用いられてきたVIP表裏の通過熱量や熱画像によるVIPの間接的な性能低下確認手法に頼らず、直接的に性能変化を評価する手法として有効であると考えられる。この計測技術はVIP表面に外部より給電可能な非接触給電部を設ける事で計測が可能である。また、非接触給電技術は数mmの近傍から数cm離れた所からの充電も可能にする技術が発展しており[1]、今後この技術を活用したVIPの現場における性能管理システムの開発が期待できる。

第5章では、前章までに提案した長期性能予測モデルを用いて、住宅の外壁内側に施工されたVIPを想定して、外壁面に当たる日射を考慮し、方位や蒸着フィルム面の向き、VIP寸法に着目して長期性能予測の比較を行った。6地域のような温度の高い環境においてもゲッター材の搭載量を大きくする事によって方位の違いの影響を少なくし、安定した長期性能が得られることが示唆された。一方で、蒸着フィルム面の施工向きを誤ると、デシカント飽和が12年程度で発生する可能性があり、ゲッター材の搭載量よりもむしろ、デシカント搭載量を施工環境条件について良く考慮して決定する必要があることが分かった。また、2地域のような寒冷地においては、蒸着面を外壁側に向けた方が長期における熱伝導率の変化を小さくすることができる可能性があることが分かり、想定する施工環境から、長期性能を考慮した蒸着フィルム面の優位な施工向きが変わる事を確認した。本章で得られた知見から、建築環境条件を考慮した長期性能予測モデルを用いて、ゲッターやデシカントの搭載量の設計、それに伴う長期性能の違いの評価が可能となった。つまり、ここで提案した手法により、これまで適切にVIPの設計ができなかった非一様で変動する建築環境下において、グラスファイバーコアVIPの材料設計へフィードバックできるようになったといえる。

6.2. 今後の課題と展望

本研究の今後の課題は以下のようにまとめられる。

本論文ではフィルムの材料劣化についてはエージング試験によって内圧の時間変化が変わらない事から、劣化が無いものとしているが、温湿度が変化する環境における樹脂の伸縮等を考慮し、長期的なフィルムの耐久性予測については提案していない。従って、フィルムの25年間の耐久性試験手法の提案や、実環境下でより長期間の実測値調査から、その妥当性を検証する必要がある。

VIPにおける内部の気体成分は常に複数のガスが存在しており、今後混合ガス下におけるゲッターの詳細な吸着理論が確立されれば、更に適切な長期性能予測モデルへ発展できることが期待

される。また、VIP を用いた長期的な内部ガス成分比が適切に評価できれば、混合ガス下におけるゲッターの吸着メカニズム解明につながる可能性がある。しかしながら、VIP の内部ガス成分比が大気に最も含まれている N_2 であり、ゲッター失活後の成分も殆どが N_2 であることを考慮すると、混合ガス吸着モデルによる VIP の長期性能予測モデル発展の寄与はそこまで大きく無い事が想定される。

圧力変化の計算式においては吸着温度を $23^{\circ}C$ とし、熱伝導率測定環境下と同じにする事で熱伝導率への換算が達成される。従って、建築環境下での熱伝導率は、変化する表裏温度差における熱通過量の推定と、本予測モデルで開発された内圧の時間変化の予測が必要になり、今後一様ではない建築環境下での熱伝導率の値が把握できるような長期性能予測モデルへ発展する事が期待される。ただし、一般的な断熱材においても現地における熱伝導率の値は評価されない事が多く、長期性能予測は熱伝導率測定環境下で評価する事については現時点で問題無いと考えられる。

また、今回長期性能予測は VIP の表面温度を均一で計算した。しかしながら、施工状況によっては表面温度分布が熱橋によって非一様であり、それらを考慮したより詳細な長期性能予測モデルを提案する必要があると考えられる。また、表裏の境界条件において、本論文では相当外気温とそれに伴う相対湿度変化を考慮して計算したが、実環境での実際の表裏温湿度の関係は施工事例が少ない事から、今後実際の施工環境で VIP の表裏温湿度のデータの蓄積を行い、より適切な境界条件を与える事が、長期性能予測の精度を向上させる為に必要になると考えられる。

参考文献

[1]6728438 号, 真空断熱材, 旭ファイバーグラス株式会社 (2020)

本研究に関する発表論文

A. 学術論文

- [1]. Hideya Yamamoto, Daisuke Ogura, Dependence of gas permeation and adsorption on temperature in vacuum insulation panels (VIPs) containing getter materials, *J Building Physics* (2021), <https://doi.org/10.1177/17442591211017154>
- [2]. Hideya Yamamoto, Daisuke Ogura, Study of long-term performance of vacuum insulation panels containing getter materials in building environment, *Energy and Buildings* 255, 11648 (2022), <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2021.111648>

B. 国際会議

- [1]. Hideya Yamamoto, Daisuke Ogura, Evaluation of the long-term performance of vacuum insulation panels installed in real building environments, 1st International Conference on New Horizons in Green Civil Engineering, pp.392-396 (2018)
- [2]. Hideya Yamamoto, Daisuke Ogura, Prediction of the long-term performance of vacuum insulation panel installed in real building environment, 7th International Building Physics Conference, IBPC2018, pp.127-132 (2018)
- [3]. Hideya Yamamoto, Daisuke Ogura, Utilization of Vacuum insulation panel at the factory and comparison of long term performance measurement and prediction using micro pressure sensor, 14th International Vacuum Insulation Symposium (2019)
- [4]. Hideya Yamamoto, Daisuke Ogura, Study on the temperature dependence of gas permeation and adsorption behavior of the vacuum insulation panel with getter materials, E3S Web Conf. Volume 172, 12th Nordic Symposium on Building Physics (NSB2020) (2020), <http://doi.org/10.1051/e3sconf/202017221001>